

ANÁLISE CRÍTICA DE ENSAIOS DE FLUÊNCIA EM AMOSTRAS REDUZIDAS
EMPREGADOS COMO FERRAMENTA DE AVALIAÇÃO DE VIDA RESIDUAL DE
AÇOS UTILIZADOS EM CALDEIRAS TÉRMICAS

Fernanda Figueiredo Martins dos Santos

Tese de Doutorado apresentada ao Programa de Pós-graduação em Engenharia Metalúrgica e de Materiais, COPPE, da Universidade Federal do Rio de Janeiro, como parte dos requisitos necessários à obtenção do título de Doutor em Engenharia Metalúrgica e de Materiais.

Orientadores: Luiz Henrique de Almeida

Heloisa Cunha Furtado

Rio de Janeiro

Julho de 2019

ANÁLISE CRÍTICA DE ENSAIOS DE FLUÊNCIA EM AMOSTRAS REDUZIDAS
EMPREGADOS COMO FERRAMENTA DE AVALIAÇÃO DE VIDA RESIDUAL DE
AÇOS UTILIZADOS EM CALDEIRAS TÉRMICAS

Fernanda Figueiredo Martins dos Santos

TESE SUBMETIDA AO CORPO DOCENTE DO INSTITUTO ALBERTO LUIZ
COIMBRA DE PÓS-GRADUAÇÃO E PESQUISA DE ENGENHARIA (COPPE) DA
UNIVERSIDADE FEDERAL DO RIO DE JANEIRO COMO PARTE DOS REQUISITOS
NECESSÁRIOS PARA A OBTENÇÃO DO GRAU DE DOUTOR EM CIÊNCIAS EM
ENGENHARIA METALÚRGICA E DE MATERIAIS.

Examinada por:

Prof. Luiz Henrique de Almeida, D.Sc.

Dr^a. Heloisa Cunha Furtado, D.Sc

Prof^a Andersan dos Santos Paula, D.Sc

Dr. Carlos Bruno Eckstein, D.Sc

Prof. Leonardo Sales Araújo, D.Sc.

RIO DE JANEIRO, RJ - BRASIL

JULHO 2019

Santos, Fernanda Figueiredo Martins dos

Análise Crítica De Ensaio De Fluência Em Amostras Reduzidas Empregados Como Ferramenta De Avaliação De Vida Residual De Aços Utilizados em Caldeiras Térmicas/ Fernanda Figueiredo Martins dos Santos – Rio de Janeiro: UFRJ/COPPE, 2019.

X, 116 p.: il.; 29,7 cm.

Orientadores: Luiz Henrique de Almeida

Heloisa Cunha Furtado

Tese (doutorado) – UFRJ/ COPPE/ Programa de Engenharia Metalúrgica e de Materiais, 2019.

Referências Bibliográficas: p. 96-106.

1. Avaliação de Integridade. 2. Fluência. 3. Usinas termelétricas. 4. Vida Remanescente. 5. *Small punch*. I. de Almeida, Luiz Henrique *et al.* II. Universidade Federal do Rio de Janeiro, COPPE, Programa de Engenharia Metalúrgica e de Materiais. III. Título.

"Vamos pegar nossos livros e canetas, eles são as armas mais poderosas. Uma criança, um professor, um livro e uma caneta podem mudar o mundo. Educação é a única solução".

MALALA YOUSAFZAI

Dedico este trabalho às minhas lindas filhas, Isabela e Mariana, fontes diárias de vida e luz. Ao meu marido Leonardo, superpai e grande amor.

AGRADECIMENTOS

A minha amada família. Leo, marido e parceiro de todas as horas. Isabela e Mariana, por me modificarem de maneira tão profunda. Meus pais, Ricardo e Cristina, fontes de apoio e incentivo constante. Ao meu irmão Leonardo e a linda família que construiu.

Ao meu orientador, Luiz Henrique de Almeida, pela orientação e apoio de sempre.

A Heloisa Cunha Furtado, por apoiar o desenvolvimento e a conclusão deste trabalho.

Ao amigo-irmão Bruno Reis Cardoso, por seu apoio, amizade e constante empolgação de sempre.

A amiga Roberta Martins de Santana, pela fundamental ajuda na etapa experimental e por sua amizade.

Aos amigos Carlos Frederico Matt e Leonardo Vieira pela ajuda na etapa de avaliação dos resultados.

Aos colegas e amigos do Cepel pelo apoio e incentivo.

A Eletrobrás Cepel, pelo apoio laboratorial e institucional para realização deste trabalho.

A DEUS, pela oportunidade de viver, aprender, errar, acertar e seguir em frente.

Obrigado.

Resumo da Tese apresentada à COPPE/UFRJ como parte dos requisitos necessários para a obtenção do grau de Doutor em Ciências (D.Sc.)

ANÁLISE CRÍTICA DE ENSAIOS DE FLUÊNCIA EM AMOSTRAS REDUZIDAS
EMPREGADOS COMO FERRAMENTA DE AVALIAÇÃO DE VIDA RESIDUAL DE
AÇOS UTILIZADOS EM CALDEIRAS TÉRMICAS

Fernanda Figueiredo Martins dos Santos

Julho/2019

Orientadores: Luiz Henrique de Almeida

Heloisa Cunha Furtado

Programa: Engenharia Metalúrgica e de Materiais

Usinas termelétricas estão operando com temperaturas e pressões cada vez mais elevadas para suprir o crescente aumento da demanda de energia elétrica, resultando em uma maior taxa de degradação por fluência dos materiais empregados. A avaliação do dano requer a retirada de amostras para realização de ensaios de fluência. Esse procedimento muitas vezes é inviável, pois requer reparos subsequentes que podem causar danos significativos às propriedades mecânicas do componente avaliado, além de elevar o custo da avaliação.

Ensaio de fluência realizados em corpos de prova de dimensões reduzidas surgem como uma importante ferramenta para avaliação de componentes, já que a retirada dessas amostras, em princípio, não causa comprometimento à integridade da estrutura. Dessa forma, o objetivo deste trabalho é validar ensaios com corpos de prova de dimensões reduzidas como ferramenta de avaliação de vida residual de aços utilizados em caldeiras térmicas. Além do ensaio uniaxial clássico, foram realizados também ensaios de fluência por *small punch*, a fim de consolidar o conhecimento sobre a eficiência desta nova técnica. Os resultados mostraram que a utilização de ensaios de fluência uniaxial com corpos de prova de dimensões reduzidas resulta em uma determinação confiável da vida residual do material. Os resultados dos ensaios de fluência por *small punch* apresentaram alguma correlação com o ensaio convencional, necessitando, entretanto, de um número maior de amostras para validá-la. Este ensaio é, contudo, promissor e tende a ser uma ferramenta importante na avaliação de vida de componentes que operam em elevadas temperaturas.

Abstract of Thesis presented to COPPE/UFRJ as a partial fulfillment of the requirements for the degree of Doctor of Science (D.Sc.)

CRITICAL EVALUATION OF SMALL SPECIMEN CREEP TESTS ON BOILERS
STEELS AS RESIDUAL LIFE ASSESSMENT TOOL

Fernanda Figueiredo Martins dos Santos

July/2019

Advisors: Luiz Henrique de Almeida
Heloisa Cunha Furtado

Department: Metallurgical and Materials Engineering

Power plants are operating at higher temperatures and pressures to meet the increasing electricity demand, resulting in a higher materials creep damage. The damage evaluation requires materials removal to perform creep tests. This procedure is often unfeasible, as it requires repairs that can cause significant damage to the component mechanical properties, in addition to raising the evaluation cost.

Small specimens creep test come as an important tool for the power plant components evaluation, since the removal of these samples does not cause damage to the structure. The objective of this work is to validate creep tests with small size specimens as a tool for evaluating the residual life of power plant steels. In addition, small punch creep tests were also carried out in order to consolidate the knowledge about this new technique efficiency. The results showed that the use of small size uniaxial creep tests results in a reliable determination of the material's creep life. The small punch creep tests results presented some correlation with the conventional one, however, requiring a larger number of samples to validate it. This test is, however, promising and tends to be in the near future an important tool in the creep life evaluation of components operating at high temperatures.

ÍNDICE

1. INTRODUÇÃO.....	1
2. REVISÃO BIBLIOGRÁFICA.....	4
2.1 Fluência.....	4
2.1.1 Modelos de previsão de vida em fluência.....	10
2.2 Ensaaios de fluência com amostras de dimensões reduzidas	14
2.2.1 Ensaio de fluência uniaxial com amostras reduzidas	18
2.2.2 Ensaio de fluência por small punch (small punch creep test)	26
3. PROCEDIMENTO EXPERIMENTAL	37
3.1 Material	37
3.2 Metodologia	39
3.2.1 Ensaaios de tração em altas temperaturas	41
3.2.1.1. Definição das tensões dos ensaios de fluência a partir dos ensaios de tração em altas temperaturas.....	43
3.2.2 Ensaaios de fluência uniaxial.....	48
3.2.3 Ensaaios de fluência por small punch.....	49
3.2.4 Microscopia de luz visível	53
3.2.5 Simulação numérica por elementos finitos.....	53
4. RESULTADOS E DISCUSSÃO	57
4.1 Ensaaios de tração em altas temperaturas.....	57
4.2 Ensaaios de fluência uniaxial	63
4.3 Ensaaios de fluência por <i>small punch</i>	70
4.3.1. Definição dos carregamentos de ensaios.....	70
4.3.2. Resultados dos ensaios de fluência por small punch	72

4.3.3. Comparação entre os resultados dos ensaios de fluência uniaxial e <i>small punch</i>	77
4.3.4. Simulação numérica por elementos finitos do ensaio de fluência por <i>small punch</i>	86
4.4 Sumário.....	91
5. CONCLUSÕES.....	94
6. REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS.....	96

1. INTRODUÇÃO

Um dos aspectos que caracterizam o desenvolvimento da sociedade é o consumo de energia em todas as suas formas, particularmente o consumo de energia elétrica. Atualmente, a área de geração é um importante centro de discussões nos cenários nacional e internacional, principalmente devido ao aumento do consumo gerado pelo desenvolvimento econômico dos países. A criação de novas áreas residenciais, indústrias, hospitais, instituições de ensino e outros empreendimentos decorrentes do crescimento da sociedade, resultam em um acelerado aumento da demanda de energia elétrica.

O aumento dessa demanda implica no crescimento da eficiência requerida, o que pode ser traduzido em aumento de pressões e temperaturas de operação quando se trata de usinas termelétricas. Aliado ao envelhecimento das plantas e de seus componentes, condições mais severas de operação resultam em uma maior taxa de degradação dos materiais empregados. O tempo de vida, a operação em regime cíclico e as normas de segurança tornam imperativa a realização de periódicas avaliações de integridade nestas usinas. A avaliação de integridade é o resultado da aplicação de técnicas e procedimentos que permitem estabelecer a situação de dano de uma estrutura ou componente, para prever seu comportamento futuro e recomendar suas necessidades de inspeção, monitoração e recuperação.

A integridade estrutural dos materiais utilizados em caldeiras térmicas pode ser comprometida devido aos inúmeros mecanismos de degradação a que estão sujeitos como, deterioração por hidrogênio, fadiga, fadiga térmica, esferoidização, grafitização, corrosão e fluência, esta última, foco principal deste trabalho.

Para uma estimativa mais precisa do estágio de dano no material em condições de fluência, faz-se uso da avaliação destrutiva do componente, o que exige a retirada de amostras para realização de ensaios de fluência uniaxial em laboratório. Reparos subsequentes, como preenchimento por solda nas áreas onde foram retiradas essas amostras são necessários, o que pode causar severos danos às propriedades mecânicas do componente, além de elevar o custo da avaliação. Outra limitação é que há casos em que apenas um pequeno volume de material está disponível para análise, o que inviabiliza a realização de ensaios de fluência convencionais.

Assim, o emprego dos ensaios não destrutivos é imprescindível na avaliação de componentes em operação a elevadas temperaturas. Essas técnicas têm por objetivos determinar o estágio atual do dano, avaliar a taxa de acúmulo de novos danos e identificar os pontos ou componentes susceptíveis a falha.

Atualmente, estão disponíveis diversas técnicas não destrutivas para avaliar o dano por fluência no material, tais como, ultrassom, métodos magnéticos, monitoração de deformação e a extração de réplicas metalográficas, essa última, uma das mais empregadas para tal fim. Esse tipo de ensaio busca alterações microestruturais e o aparecimento de vazios de fluência, que são indicativos de redução da resistência à fluência dos materiais. Entretanto, a avaliação metalográfica assim como as outras técnicas citadas, tem limitada capacidade de detecção e por isso resultam em uma baixa precisão no que diz respeito à previsão da vida em fluência.

Em resposta a essas limitações e à crescente demanda em qualidade, confiabilidade e segurança nos processos de produção, alguns testes mecânicos vêm sendo desenvolvidos para avaliação direta das propriedades em fluência dos componentes enquanto estes ainda estão em serviço. Estes testes são também realizados em amostras retiradas destes componentes. O grande diferencial é que a retirada destas amostras não tem influência na continuidade da operação dos componentes avaliados, uma vez que elas têm um tamanho reduzido. Este procedimento, apesar de se tratar de uma avaliação mecânica, com retirada de material do componente avaliado, ainda é classificado como um método não destrutivo de análise, já que não exige reparo da área de amostragem.

As vantagens destes ensaios são, por outro lado, limitadas pela natureza experimental destas técnicas e a falta de uma normalização específica. Além disso, ainda restam dúvidas acerca da correlação dos dados obtidos com os dados dos ensaios de fluência convencionais. A disponibilidade de resultados de testes com amostras de dimensões reduzidas de materiais de interesse na engenharia ainda é escassa. A falta de normalização resulta no desenvolvimento de diferentes versões dos ensaios, com detalhes distintos principalmente na geometria empregada, o que dificulta a comparação dos resultados obtidos.

O presente estudo tem por objetivo avaliar o emprego de ensaios com corpos de prova de dimensões reduzidas, incluindo ensaios de fluência por *small punch*, como ferramenta de avaliação de vida residual de aços utilizados em caldeiras térmicas.

Com esse escopo, foram realizados ensaios mecânicos de tração em altas temperaturas e fluência com corpos de prova de dimensões reduzidas, visando o desenvolvimento de uma metodologia para análise dos dados obtidos e a validação desta técnica. Além de ensaios uniaxiais foram também realizados ensaios de fluência por *small punch* a fim de correlacionar os seus resultados e consolidar o conhecimento sobre a eficiência desta técnica, pioneira no Brasil. O estudo foi desenvolvido com um aço já consagrado e largamente utilizado no Brasil e no mundo, o aço 2,25Cr-1Mo, cuja maior aplicação é em componentes que operam em altas temperaturas, como coletores, tubos e vasos de pressão de plantas geradoras de energia elétrica e refinarias.

O estudo discute aspectos relacionados à metodologia empregada, principalmente no que diz respeito à confiabilidade dos resultados fornecidos pelos ensaios com corpos de prova de dimensões reduzidas e o emprego dos mesmos como uma ferramenta de avaliação de integridade de componentes de caldeiras termelétricas.

Os resultados mostraram que a utilização de ensaios de fluência uniaxial com corpos de prova de dimensões reduzidas resulta em uma determinação confiável da vida em fluência do material, comparável aos resultados obtidos com amostras de tamanho convencional.

As especificidades dos parâmetros do ensaio de fluência por *small punch* e a falta de uma normalização específica, conduzem a interpretações empíricas dos resultados, o que dificulta sua validação. Este ensaio é, entretanto, promissor e tende a ser uma ferramenta importante na avaliação de vida em fluência de componentes que operam em elevadas temperaturas.

2. REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

2.1 Fluência

A fluência é caracterizada pela deformação plástica lenta e gradual de materiais, e se processa a uma taxa de deformação variável no tempo que depende, não só da magnitude da tensão aplicada, mas também da temperatura e do tempo. Esse fenômeno metalúrgico é de bastante interesse industrial, principalmente para as aplicações em que as temperaturas de serviço superam o valor da temperatura homóloga ($0,5T_F$, onde T_F é a temperatura absoluta de fusão de um metal ou liga). A fluência é em geral indesejável e, com frequência, é um fator de limitação na vida útil de uma peça.

No início do processo de degradação por fluência, ocorre o coalescimento e transformações estruturais das fases precipitadas seguido da dissolução das mesmas e, em um estágio mais avançado ocorre a formação de vazios e microtrincas. Estima-se que 10% das paradas das plantas térmicas são causadas por fraturas por fluência em componentes de caldeiras. Danos por fluência podem ser limitantes na vida útil de componentes em superaquecedores e linhas de vapor. Assim, a investigação experimental e analítica sobre o mecanismo de dano e a vida residual desses materiais é fundamental para a continuidade da operação segura. Além disso, o real entendimento das propriedades de fluência dos materiais é de suma importância na previsão em longo prazo da integridade mecânica de uma planta térmica (YANG *et al.*, 2016; SHRESTHA *et al.*, 2016).

Nas últimas décadas, uma considerável atenção tem sido dada pela indústria no desenvolvimento de metodologias para estimativa de vida residual dos componentes que operam em condições de altas temperaturas e pressões (LIMA *et al.*, 2009). Grandes esforços têm sido feitos na busca da caracterização adequada do comportamento em fluência e previsão de vida. Dados de fluência são de grande importância no projeto de componentes expostos a elevadas temperaturas de serviço e são essenciais na determinação de valores de tensões admissíveis de vasos de pressão, caldeiras e outros componentes. Projetos envolvendo fluência são parte integrante de vários códigos e normas utilizadas em caldeiras e vasos de pressão. Alguns dos mais importantes são a norma UNI EN12952 (2011), o código ASME (2001), o procedimento britânico R5 (2003) e o regulamento alemão para caldeiras

TRD301 (2001). O código ASME (2001), por exemplo, depende da disponibilidade de dados de fluência para fornecer os valores de tensões admissíveis (FURTADO *et al.*, 2005).

Desde o início do século passado, o ensaio uniaxial de fluência fornece a base principal para projeto e seleção de materiais para aplicação em elevadas temperaturas. Em geral, esses testes devem durar mais de 10.000 horas e acredita-se que quanto mais longo ele for, maior a precisão da previsão de falha no componente (EPRI, 2006, GOMEZ-FARIAS *et al.*, 2015). Em circunstâncias ideais, a avaliação da vida em fluência é baseada nos valores de resistência derivados de observações experimentais oriundas de uma grande quantidade de ensaios de fluência de longa duração, em diferentes temperaturas. Em circunstâncias para as quais esse grande número de dados não existem, as propriedades de longa duração são previstas ou extrapoladas a partir de testes mais curtos (HOSSEINI *et al.*, 2015).

O ensaio de fluência uniaxial mais comum é realizado sob temperatura constante e pode ser de carga ou tensão constante, sendo medida a deformação em função do tempo. Quando se objetiva determinar os mecanismos de fluência, é necessário variar a carga durante o ensaio, para compensar a redução da área da seção transversal que ocorre quando o corpo de prova se deforma, mantendo a tensão constante na amostra (REED-HILL, 1982). Entretanto, pela facilidade experimental e com a finalidade de se obter dados de projeto, os testes mais frequentes para os aços utilizados em engenharia são conduzidos a carga constante. Os resultados destes ensaios podem ser representados como *curvas de fluência*, as quais representam graficamente a dependência entre a deformação e o tempo. A Figura 2.1 apresenta esquematicamente uma curva típica de fluência.

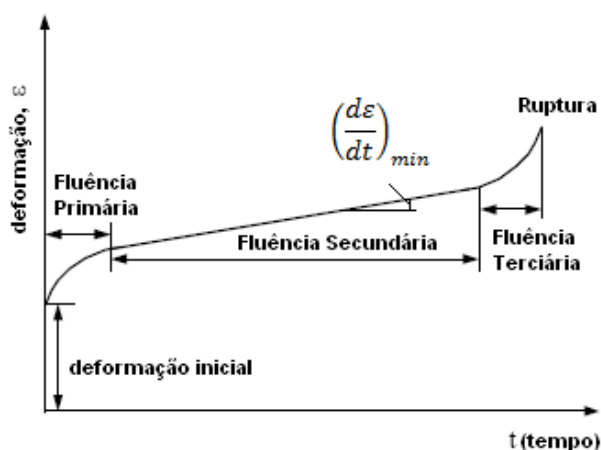


Figura 2.1 - Curva típica de fluência

A curva é formada por três estágios de fluência, que consistem no *estágio primário*, *estágio secundário* ou *estacionário* e *estágio terciário* ou de *fluência acelerada*. Esses estágios não incluem a deformação instantânea elástica que ocorre quando a carga é aplicada ao corpo de prova. A existência dos três estágios ilustra uma importante característica do fenômeno de fluência, citada anteriormente: o mesmo ocorre a uma taxa de deformação variável no tempo.

O primeiro estágio é um período transiente, no qual a resistência do material à fluência aumenta, devido a sua própria deformação, e a taxa de fluência é decrescente. Esse fato indica que as alterações estruturais que ocorrem no metal quando ele se deforma agem no sentido de retardar os processos de deformação. Essas mudanças ocorrem no número, tipo e arranjo de discordâncias, ou seja, no início de um ensaio de fluência, o encruamento diminui a velocidade de deformação (REED-HILL, 1982). No estágio estacionário, a taxa de fluência é essencialmente constante. A constância dessa taxa é explicada com base em um equilíbrio entre os mecanismos concorrentes de encruamento e recuperação. O valor médio da taxa durante este estágio é denominado *taxa mínima de fluência*, que é um dos parâmetros mais importantes obtido em um ensaio e comumente utilizado para caracterizar a resistência à fluência dos materiais. O terceiro estágio, ou fluência terciária, ocorre principalmente em ensaios de fluência a carga constante, com tensões altas e a temperaturas elevadas. A fluência terciária se verifica quando existe uma grande redução na seção transversal, seja devido à formação do pescoço, seja por formação de vazios internos. O estágio terciário é frequentemente associado com variações metalúrgicas tais como crescimento de partículas de precipitado, recristalização, ou variações difusionais nas fases presentes (DIETER, 1981)

A partir da derivada da curva de fluência, podemos obter uma curva da taxa de fluência *versus* deformação total ou tempo de ensaio. A Figura 2.2 apresenta o resultado obtido por VISWANATHAN e BERNSTEIN (2000) que realizaram ensaios com o aço 1Cr-0,5Mo a 550°C em diversas condições de tensão, mostrando o comportamento da taxa de fluência em função do tempo, sob diferentes níveis de tensão. A variação da taxa de fluência é resultado de variações microestruturais no material, devido aos processos de deformação que ocorrem em elevadas temperaturas, tais como o deslizamento, formação de subgrãos e o deslizamento de contornos de grão (DIETER, 1981).

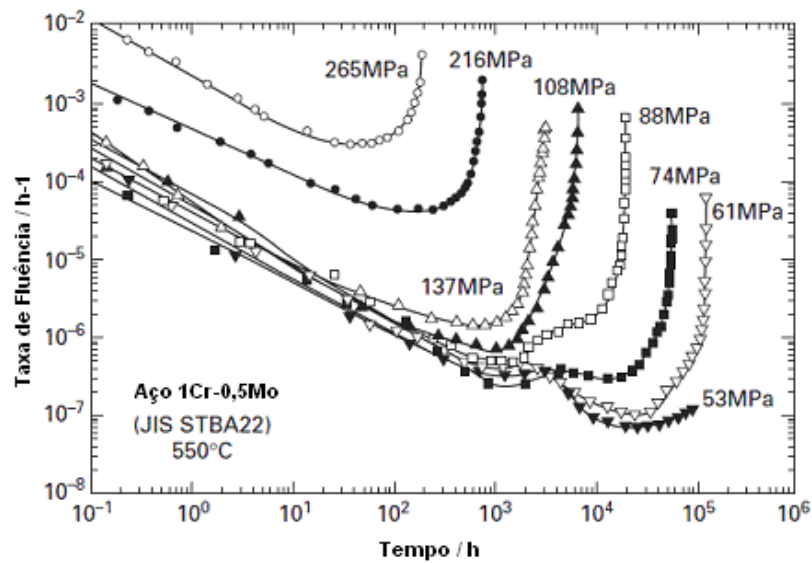


Figura 2.2– Curvas da taxa de deformação *versus* tempo para o aço 1Cr-0,5Mo ensaiados a 550°C. Adaptado de VISWANATHAN e BERNSTEIN (2000).

Um dos grandes desafios na análise do comportamento em fluência de um material é relacionar a taxa de deformação com a tensão aplicada. NORTON (1929) propôs uma relação simples e aceita até hoje, para temperatura constante, conhecida como Lei de Norton:

$$\dot{\epsilon}_{min} = A\sigma^n \quad (1)$$

Onde A e n são constantes do material. A Lei de Norton é largamente empregada, por sua simplicidade e por proporcionar um ajuste satisfatório para dados experimentais (LE MAY, 1983).

O estado de equilíbrio, ou fluência secundária, é predominante nas temperaturas $T_f/2$. Como a fluência depende claramente dos processos termicamente ativados, é importante examinar o papel da temperatura nos mecanismos de fluência. A hipótese mais simples (DIETER, 1981) considera a fluência um único processo ativado, podendo ser expressa por uma equação que expresse a taxa de deformação como uma função de Arrhenius. A equação 2 pode ser reescrita como (VISWANATHAN, 1989):

$$\dot{\epsilon}_{min} = A'\sigma^n \exp\left(-Q_c/RT\right) \quad (2)$$

Onde A' e n são constantes, Q_C é a energia de ativação para fluência e R é a constante universal dos gases. Cabe ressaltar que os parâmetros A' , n e Q_C dependem da condição do material, do nível de tensão aplicada e da temperatura. Um exemplo da variação do valor de n foi mostrado por VISWANATHAN (1989) para o aço 1,25Cr-0,5Mo normalizado e revenido, conforme pode ser visto na Figura 2.3. Uma mudança na inclinação da curva é evidente, com $n=4$ para baixas tensões e $n=10$ para altas tensões. Essa mudança de inclinação ocorre para tensões na qual o modo de fratura muda de intergranular (I) para transgranular (T) (ASM METAL HANDBOOK, 2000).

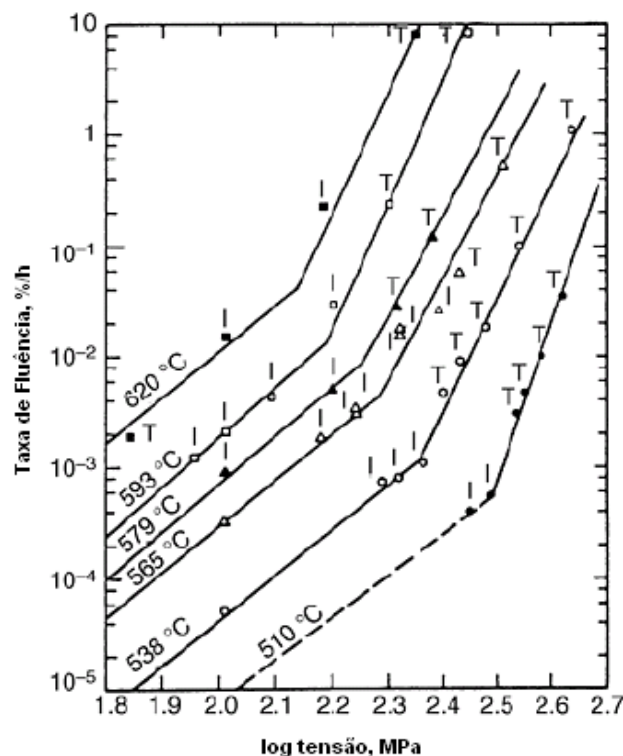


Figura 2.3 – Variação de n para o aço 1,25Cr-0,5Mo normalizado e revenido. A variação na inclinação indica uma mudança do modo de fratura. Adaptado de VISWANATHAN (1989).

A principal e atual diretriz que estabelece os critérios para o ensaio de fluência é a norma ASTM E-139 (2011). Nesta, são apresentados os métodos de ensaio para determinação da deformação devido à fluência e o tempo de ruptura para materiais submetidos à tração direta e temperatura constante. O equipamento de ensaio consiste numa balança estática com uma coluna de pesos calibrados como ilustra a Figura 2.4 (FURTADO, 2004).

- | | |
|----------------------------------|----------------------------------|
| 1 – Relógio totalizador de horas | 4 – Controlador de temperatura |
| 2 – Indicador de temperatura | 5 – Amperímetro |
| 3 – Chave liga/desliga | 6 – Fonte de alimentação do LVDT |

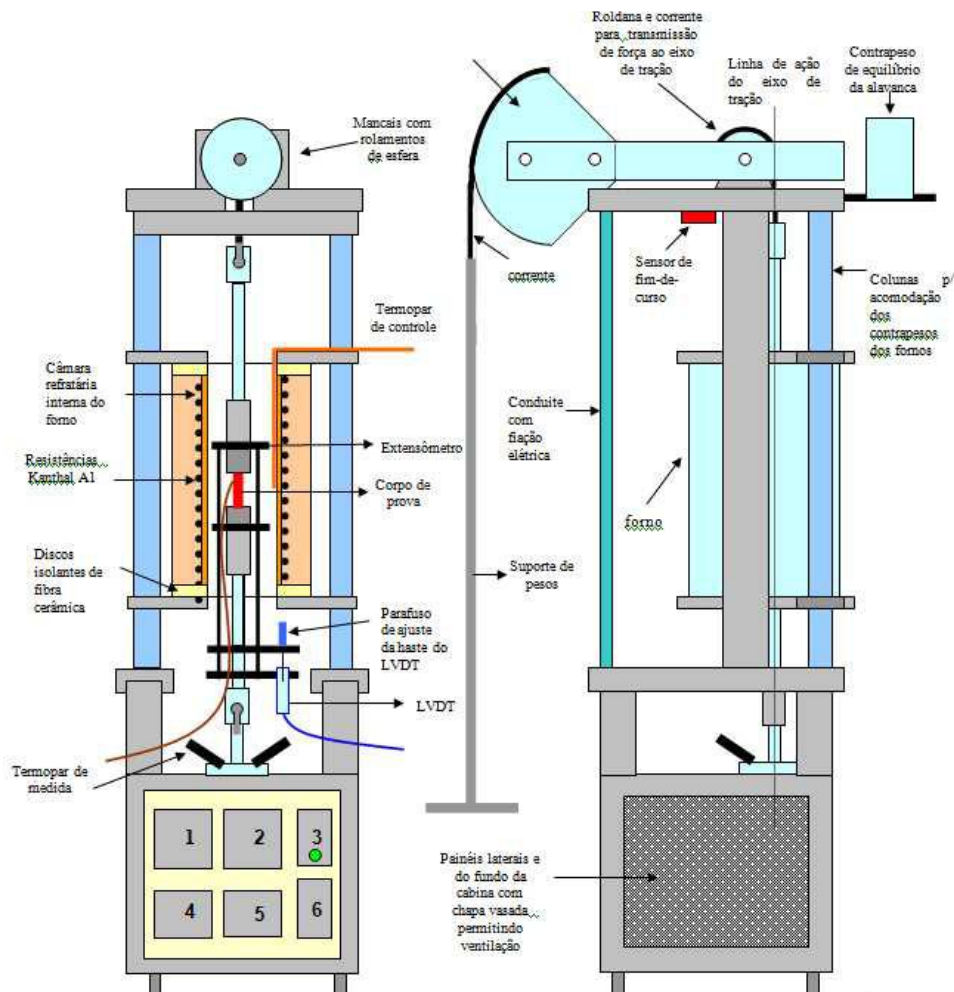


Figura 2.4 - Conjunto de equipamentos utilizados para ensaios de fluência de carga constante. Adaptado de FURTADO (2004).

Os corpos de provas utilizados nos ensaios de fluência podem ter seção circular ou retangular com geometrias semelhantes às utilizadas nos ensaios de tração. Durante o ensaio são registrados os valores de alongamento da peça em função do tempo, através de extensômetros mecânicos ou elétricos. A amostra ensaiada é colocada num forno controlado por termopares, de modo a permitir a manutenção de uma temperatura constante, sendo igualmente submetida a uma força (ou tensão) constante durante o ensaio.

Cabe ressaltar que, em qualquer ensaio de fluência a carga constante, os três estágios de fluência variam em função da temperatura e/ou tensão, conforme mostrado na Figura 2.5. Essas duas variáveis tendem a alterar a forma da curva de

maneira semelhante. Altas tensões e temperaturas reduzem a extensão do primeiro estágio e praticamente eliminam o segundo, resultando na aceleração da velocidade de fluência quase a partir do início do ensaio.

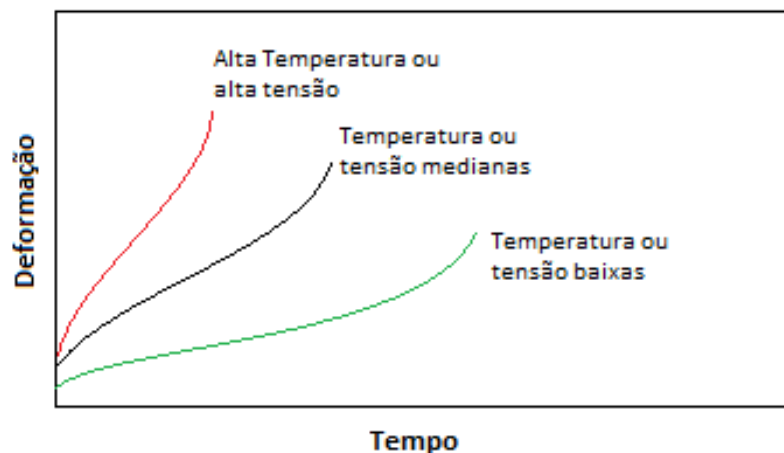


Figura 2.5 - Ilustração esquemática da influência da tensão e da temperatura na forma da curva de fluência de um material

2.1.1 Modelos de previsão de vida em fluência

Muitos componentes de plantas térmicas são projetados para operar por tempos maiores que 100.000 horas (aproximadamente 12 anos). No entanto, ao longo da sua vida, estes são submetidos à condições diferentes das previstas em projeto. Essas condições podem ser agrupadas como (COMELI, 2019): i) partidas e paradas de equipamentos, que submetes os mesmos a transientes que, não raro, introduzem defeitos em seus componentes; ii) situações de descontrole operacional e iii) equipamentos passam a operar em condições mais severas do que o inicialmente previsto (maior temperatura e/ou pressão).

Essas condições implicam na redução de vida do componente, o que torna necessária a avaliação da sobrevida do mesmo. Essas avaliações se justificam, pois, a substituição de um equipamento ou parte dele, ainda em condições de uso, pode resultar em aumento no custo de manutenção, além de aumentar o tempo de reparo, gerando perda na produção e lucro cessante (OLIVEIRA, 2010).

Desde a década de 1950, diversos métodos de extrapolação de dados de ruptura por fluência obtidos em laboratório vêm sendo desenvolvidos. Dentre as técnicas de extrapolação mais empregadas estão as de parâmetro tempo-temperatura,

primeiramente introduzida por LARSON e MILLER (1950). Esses métodos baseiam-se no tempo experimental de ruptura por fluência e são amplamente adotados pela indústria para cálculo de tensão admissível e avaliação de vida remanescente, e têm como base a linearidade dos resultados de isotensão num plano determinado pelo tempo em escala logarítmica e pelo inverso da temperatura absoluta. A Figura 2.6 ilustra a forma das linhas de isotensão para diferentes parâmetros traçados na base $\log(t_r)$ versus $1/T$ ou T , conforme for mais apropriado. Os pontos de interseção ideais são indicados, exceto para o caso do parâmetro Orr-Sherby-Dorn, onde as linhas de isotensão são paralelas (FURTADO, 2004).

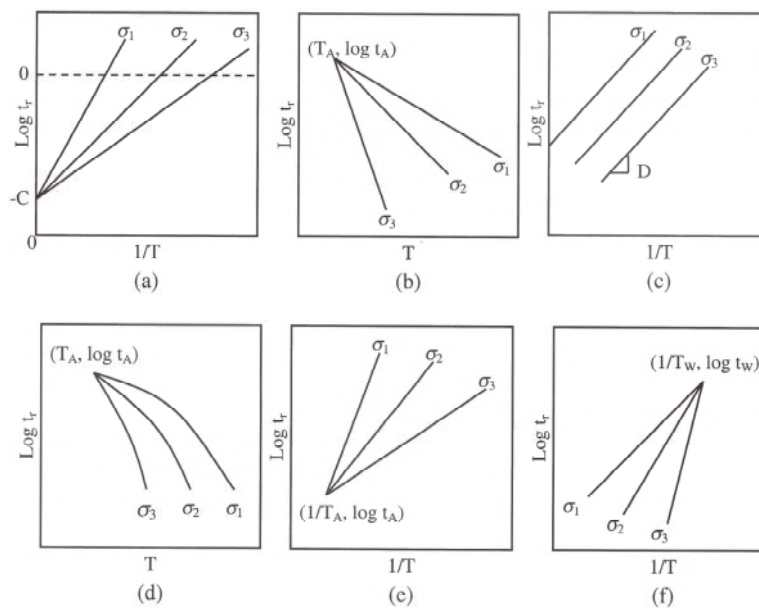


Figura 2.6 - Ilustração esquemática para os diversos parâmetros tempo-temperatura considerados para os dados de fluência: (a) Larson-Miller; (b) Manson-Haferd; (c) Orr-Sherby-Dorn; (d) Manson-Brown; (e) Goldhoff-Sherby; (f) White-Le May. Os níveis de tensão indicados são $\sigma_3 > \sigma_2 > \sigma_1$. Adaptado de FURTADO (2004).

Entretanto, na busca de um projeto mais preciso e economicamente eficiente, pesquisadores e engenheiros buscam mais informações sobre o processo de deformação por fluência, e não apenas o tempo de ruptura. Alguns códigos de projeto requerem a taxa mínima de fluência para determinar a tensão admissível (SONG *et al.*, 2018).

MONKAMN E GRANT (1956) sugeriram o produto da taxa mínima de fluência e do tempo de ruptura do material é constante:

$$\dot{\epsilon}_{min} t_r^m = C_{MG} \quad (3)$$

Onde C_{MG} é conhecida como constante de Monkman-Grant. Para muitos materiais, a constante m pode ser aproximada da unidade (VISWANATHAN, 1989). O produto entre a taxa mínima de fluência e o tempo de ruptura também é conhecido como *dutibilidade de Monkman-Grant*, definida como contribuição da parcela da deformação no estágio secundário na deformação total (PHANIRAJ *et al.*, 2003). Uma vantagem da equação 3, em comparação com outros métodos de extrapolação, é que a mesma pode ser aplicada com sucesso para poucos pontos experimentais, em contraste com outros métodos. (ASM METAL HANDBOOK, 2000). Além disso, o método de MONKMAN-GRANT (1956) é uma ferramenta muito poderosa para previsão do comportamento em longo prazo a partir de ensaios de curta duração (HANEY *et al.*, 2009).

Relacionar essas propriedades à tensão e temperatura de ensaio é de suma importância não só no entendimento do comportamento de fluência dos materiais, mas também para seleção e/ou desenvolvimento dos mesmos, o que afeta diretamente vários setores industriais, como o químico e o de geração de energia elétrica (YAO *et al.*, 2019). A avaliação de amostras retiradas de campo através destes ensaios é considerada a única técnica válida para análise quantitativa do dano em materiais que operam nessas condições.

EVANS (1997) verificou em seu trabalho a validade do uso da relação de Monkman-Grant para prever a vida em operação de tubos do aço 2,25Cr-1Mo, através de ensaios acelerados de fluência e análise estatística dos resultados obtidos. Os ensaios foram realizados em diversas condições de tensão (variando entre 135 e 200 MPa) e temperatura (entre 510°C e 600°C). O autor conclui que a relação se manteve estável nas condições ensaiadas, ou seja, que a constante de Monkman-Grant é independente da temperatura. Afirmou ainda que a relação de MONKMAN e GRANT (1956) pode ser utilizada de forma satisfatória para previsão do tempo de ruptura e não houve evidências em seu estudo, de que a mesma subestime e/ou superestime o tempo de falha do material ensaiado.

FURTADO (2004) estudou a degradação dos aços 9Cr-1Mo e 2,25Cr-1Mo, amplamente empregados em usinas de geração térmica, através de ensaios acelerados de fluência. Os resultados dos ensaios foram analisados quanto a sua adequabilidade aos métodos de extrapolação mostrando como as variações nos

valores previstos para tensão de ruptura, dependendo do método de extrapolação escolhido, podem ser grandes.

NIU *et al.*(2009) obtiveram os parâmetros de fluência e fratura a partir do ajuste dos resultados dos ensaios de fluência realizados em um trecho da tubulação de vapor de uma usina petroquímica, formado pelo aço 1,25Cr-0,5Mo. Baseando-se no modelo de Karchanov-Rabotnov e utilizando análise de elementos finitos, os autores definiram a distribuição do dano e a localização do ponto onde esse dano era máximo, em uma curva da tubulação.

Apesar do grande emprego há décadas do ensaio de fluência uniaxial para avaliação de materiais, a retirada de amostras de componentes em serviço é muito invasiva, e requer a realização de reparos no componente. Esses reparos, além de comprometerem as propriedades mecânicas do componente, elevam o tempo e o custo da avaliação. Além disso, com a necessidade de se estender ainda mais a vida útil de materiais e componentes, a análise da integridade estrutural dos mesmos exige avaliação das regiões mais críticas, onde normalmente há pouco volume de material disponível para análise.

A avaliação não destrutiva de componentes que operam em condições de fluência é peça fundamental na análise do material, estando presente em qualquer plano de avaliação de integridade estrutural de caldeiras térmicas ou plantas petroquímicas. Por sua característica não invasiva, os ensaios não destrutivos são uma ferramenta importante na monitoração de componentes em serviço. A análise consiste na interpretação dos resultados das várias técnicas aplicadas, a fim de se determinar o estado do componente, no que diz respeito à presença de trincas, danos por fluência e a degradação microestrutural do material (LARSSON, 2012).

O êxito de uma avaliação não destrutiva é altamente dependente da escolha correta do componente ou tubulação crítica, e mais: da escolha da região ou ponto mais crítico desse componente ou tubulação. Essa escolha pode envolver análise por elementos finitos e avaliação do histórico de operação e falhas da máquina.

A próxima seção discorre sobre o desenvolvimento de técnicas para avaliação das propriedades mecânicas, com foco na fluência, através de corpos de prova de dimensões reduzidas. Estes ensaios são considerados pela literatura como um tipo de avaliação não destrutiva, já que não exigem reparos subsequentes, e envolvem dois aspectos principais: 1) a metodologia experimental a ser empregada, que envolve a

retirada de amostras de campo, sem o comprometimento do componente, a preparação do corpo de prova em miniatura para teste e o ensaio propriamente dito, que envolve aparatos especiais; e 2) a interpretação dos resultados obtidos, além da sua correlação com resultados dos ensaios convencionais.

2.2 Ensaios de fluência com amostras de dimensões reduzidas

Ensaio com corpos de prova de dimensões reduzidas permitem a caracterização das propriedades mecânicas usando um volume pequeno de material. Apesar de ter sua origem na área nuclear, que já utiliza esse tipo de ensaio há décadas, esses ensaios podem ter aplicações promissoras no campo de avaliação de vida residual, análise de falhas, propriedades de soldas, revestimentos, etc. (KARTHIK, 2012). Análises com esse tipo de ensaio têm sido de grande interesse em plantas não nucleares, em particular as que operam em elevadas temperaturas, tais como termelétricas e refinarias (HURST e HÄHNER, 2010).

Dentre as razões para o desenvolvimento de corpos de prova em miniatura está a avaliação de propriedades de componentes em serviço, quando pequenos volumes de material estão disponíveis e redução no volume de materiais radioativos, no caso da indústria nuclear (KUMAR *et al.*, 2014, HOSEMANN, 2018). Se o tamanho da amostra adquirida for suficientemente pequeno, o reparo do componente pode vir a ser um mero esmerilhamento superficial, o que enquadra esse tipo de teste com não destrutivo ou semi-destrutivo, como alguns pesquisadores preferem denominar (KOBAYASHI *et al.*, 2012).

As principais necessidades que justificam a realização de avaliações com corpos de prova de dimensões reduzidas são (BLAGOEVA *et al.*, 2007, HOSEMANN, 2018):

- Necessidade de se realizar uma avaliação minimamente invasiva na estrutura analisada. Pequenas seções do componente em serviço podem ser retiradas e testadas para avaliar a degradação do material sem que isso afete sua performance.
- Necessidade de avaliar de uma região crítica, onde normalmente há pouco volume de material disponível para análise. Para regiões críticas, as propriedades locais são de extrema importância na avaliação quantitativa da sua vida residual, por exemplo.

- Necessidade da avaliação de componentes com pouca espessura. Em alguns casos, a região que deve ser caracterizada é muito pequena e/ou fina, e uma amostra convencional pode ser pouco representativa da superfície da região danificada.
- Necessidade de se analisar de regiões específicas de interesse, tais como grãos para análise do mecanismo de deformação, contornos de grãos, regiões de solda e da zona termicamente afetada.

Outra vantagem particular é que mais regiões de um mesmo componente podem ser analisadas; gerando maior confiança na determinação do seu estágio de dano e em sua estimativa de vida residual (EPRI, 1988). Na área nuclear, também é promissora a obtenção de dados quantitativos do efeito da irradiação por íons e a comparação desses dados com as mudanças microestruturais observadas (HOSEMANN, 2018).

O desenvolvimento dos ensaios mecânicos em corpos de prova de dimensões reduzidas está em pleno desenvolvimento, permitindo que quase todos os tipos de testes mecânicos em macroescala sejam realizados em escalas reduzidas, micro e até nanoescala. Ensaios como o de compressão, tração, flexão, fadiga e Charpy já são realizados atualmente de forma rotineira (DEHM *et al.*, 2018). Para eficácia na aplicação deste tipo de ensaio, entretanto, diversos aspectos devem ser considerados, tais como a geometria do corpo de prova, metodologia de preparação do mesmo, variações microestruturais, alinhamento, ductilidade, resolução da célula de carga e do extensômetro. Em relação ao desenvolvimento da técnica de testes com amostras em miniatura as seguintes questões devem ser consideradas (KUMAR *et al.*, 2014):

- Padronização dos corpos de prova: a amostra de teste pode não ser representativa dependendo dos vários métodos que podem ser aplicados em sua confecção, como *EDM* (*electric discharge machining* - usinagem por descargas elétricas), esmerilhamento, polimento, etc. O dano causado na preparação do corpo de prova pode afetar fortemente os resultados dos ensaios. A geometria da amostra, preparação e seu acabamento superficial são parâmetros importantes e precisam ser normalizados. Características microestruturais, tais como forma dos grãos, fases, orientação, textura,

distribuição de precipitados e seus tamanhos em relação ao tamanho da amostra podem ter grande efeito na tensão e ductilidade.

- Medida da deformação: Os extensômetros normalmente utilizados em ensaios mecânicos convencionais não podem ser aplicados em amostras em miniatura, devido à enorme dispersão nos dados que seria gerada. Atualmente, diversas técnicas para medição de deformação neste tipo de ensaio têm sido empregadas, tais como: LVDT, extensômetros capacitivos, utilização de câmeras especiais, análise de tensões fotoelásticas e termoelásticas, laser, etc., cada um com suas vantagens e desvantagens.

Outro fator importante a ser considerado é a influência das dimensões do corpo de prova nas propriedades mecânicas do material, principalmente quando se objetiva comparar os resultados com os dos ensaios convencionais. É normalmente reconhecido que, para se comparar medidas de elongação de corpos de prova de diferentes tamanhos, eles devem ser geometricamente similares, isto é, a razão entre o comprimento e o diâmetro, ou área, no caso de corpos de prova chatos, deve ser mantida constante (DIETER, 1981). Ainda não está claro, entretanto, que essa relação se mantenha também para corpos de prova em miniatura (KUMAR *et al.*, 2014, SONG *et al.*, 2014).

Estudos realizados recentemente (SERGUEEVA *et al.*, 2009; SONG *et al.*, 2014) mostram que o processo de “miniaturização” na fabricação de corpos de prova e o próprio teste mecânico podem gerar o chamado *efeito de escala (scaling effect)*, o que leva o material a comportamentos distintos na microescala, quando comparado à macroescala. Em mecânica, esse efeito é limitado à dependência da resistência com a área da seção transversal da amostra. Em uma análise mais geral, esse efeito pode ser muito maior (SERGUEEVA *et al.*, 2009) e pode estar relacionado não só com o tamanho e a geometria da amostra, mas também a outros fatores, como a microestrutura do material (tamanho de grão na espessura da amostra, anisotropia, heterogeneidades na microestrutura, etc.), efeitos de superfície, tensões residuais, etc. A distribuição não uniforme de tensões durante o ensaio é ainda um parâmetro adicional a ser considerado.

Além dos aspectos técnicos dos testes mecânicos com corpos de prova de dimensões reduzidas, explanados anteriormente, a introdução do parâmetro temperatura torna ainda mais complexa a realização deste tipo de ensaio. A complexidade se dá não só

no aparato experimental, que envolve sistema de vácuo e/ou atmosfera inerte, como também na interpretação dos resultados obtidos.

A oxidação dos corpos de prova ensaiados vem sendo profundamente analisada no desenvolvimento deste tipo de teste. Estudos apontam que o efeito da oxidação nos resultados dos ensaios de fluência tem particular importância na previsão de vida remanescente (BUENO, 2005). Amostras ensaiadas sofrem significativa oxidação e ocorre perda de material durante testes de longa duração, especialmente em aços ferríticos. As consequências são ainda mais significativas em amostras de dimensões reduzidas (ALI, 2013).

Segundo VISWANATHAN (1989), as condições ambientais podem reduzir a resistência e a ductilidade devido a um ou mais dos seguintes mecanismos: (i) perda de área e consequente aumento na tensão, (ii) fragilização nos contornos de grão, e (iii) variações locais na composição da liga. O autor apresentou um exemplo do efeito da oxidação nas propriedades em fluência do aço Cr-Mo-V para corpos de prova com quatro diâmetros distintos em ensaios realizados ao ar, Figura 2.7. A amostra com o maior diâmetro apresentou um tempo de ruptura cerca de três vezes maior do que a de menor diâmetro. Quando as amostras foram testadas em atmosfera de argônio, entretanto, o parâmetro 'tamanho da seção transversal' desapareceu, indicando que se tratava de um efeito puramente relativo ao ambiente de teste.

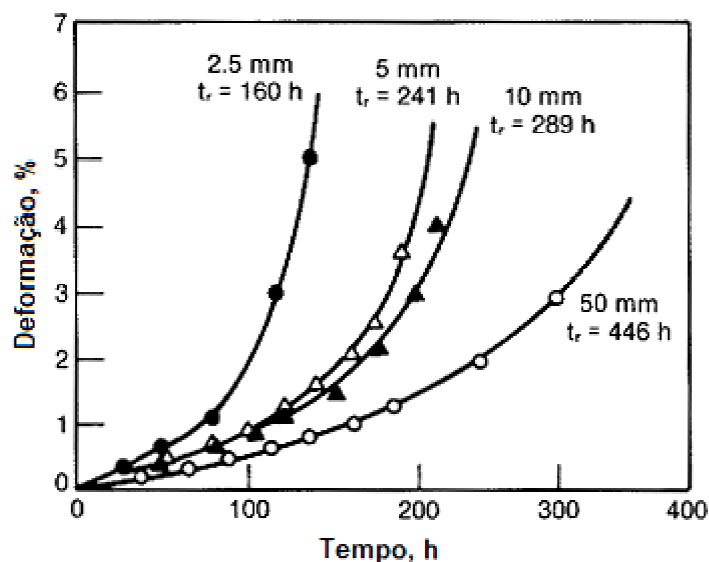


Figura 2.7 - Efeito do diâmetro do corpo de prova no comportamento em fluência do aço 1/2Cr-Mo-V testado ao ar a 675°C. Adaptado de VISWANATHAN (1989).

Assim, é de consenso na literatura que os ensaios de fluência com amostras de dimensões reduzidas devem ser realizados em atmosfera controlada, seja sob vácuo,

argônio ou, ainda, uma combinação dos dois. Um dos grandes desafios experimentais deste tipo de ensaio está em se manter essa atmosfera em ensaios de longa duração.

2.2.1 Ensaio de fluência uniaxial com amostras reduzidas

O ensaio de fluência uniaxial com corpos de prova de dimensões reduzidas é considerado a versão mais próxima, em comportamento, do ensaio convencional (ALI, 2013). Consiste em uma versão reduzida do teste convencional, utilizando corpos de prova de geometria similar, sujeitas a um carregamento similar, de tal forma a produzir taxas de fluência equivalentes às obtidas em amostras convencionais (BLAGOEVA e HURST, 2009). É possível se obter curvas de fluência completas, incluindo os três estágios. Eles devem ser realizados em atmosfera inerte (vácuo ou argônio) para se evitar a influência da oxidação nos resultados dos mesmos.

Desde que o tamanho de grão do material ensaiado não seja muito grande, diâmetros de até 2mm podem ser empregados para reproduzir as propriedades de fluência do material. Ensaios com corpos de prova com comprimento muito reduzido (<10mm) podem ter reduzida sua sensibilidade na medição da deformação em comparação às amostras convencionais além de tornar as medidas de deformação sensíveis a pequenas variações de temperatura (HYDE *et al.*, 2013). A literatura (GARZILLO, 1996) afirma que uma amostra deve conter no mínimo 50 grãos, o que equivale em aços ferríticos baixo liga com um tamanho de grão médio de 40 a 60µm a um diâmetro mínimo do corpo de prova de 2mm.

Outros tipos de corpos de prova também têm sido utilizados neste tipo de ensaio, com perfil chato, por exemplo. A espessura destes varia entre 2 e 3 mm, com comprimento útil de 20mm (BLAGOEVA e HURST, 2009). Cabe ressaltar que, quanto menor é a amostra utilizada, maior o grau de dificuldade na confecção, manuseio, teste e interpretação dos resultados.

Tendo em vista as limitações geradas pelo tamanho reduzido do corpo de prova, em muitos casos a fixação do mesmo às garras das máquinas de ensaio é feita através de solda. Utiliza-se o processo *Electron Beam Welding* (EBW), por este método ter um controle mais fácil de temperatura e tempo, além de gerar uma zona termicamente ativada menor (KADOYA *et al.*, 1990, HYDE e SUN, 2009).

Como parte do seu Programa de Estimativa de Vida de Componentes de Caldeiras Térmicas, o *Electric Power Research Institute* (EPRI), dos Estados Unidos, investiu, no

final dos anos 1980, no desenvolvimento e pesquisa de ensaios com corpos de prova de dimensões reduzidas para avaliação de vida em fluência (EPRI, 1988). Neste projeto, foi desenvolvida uma metodologia de fabricação de corpos de prova para ensaios de fluência uniaxial, a partir de pequenas amostras de material, utilizando solda elétrica (EBW) para fixá-lo nas garras de teste. As máquinas de ensaios também foram desenvolvidas por eles e apresentaram boa reprodutibilidade nos resultados.

A Figura 2.8 mostra o corpo de prova utilizado nos ensaios que possui 2 mm de diâmetro e 10 mm de comprimento útil, confeccionado do aço ferrítico 1/2Cr-1/2Mo-1/4V. Também foram confeccionados corpos de prova com 2,5 mm de diâmetro.

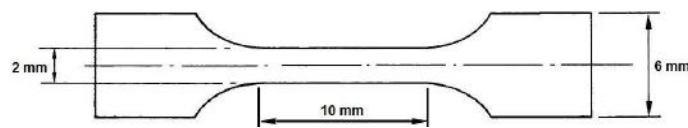


Figura 2.8 - Desenho esquemático do corpo de prova utilizado no ensaio com amostra reduzida.

Os resultados dos ensaios, realizados a 675°C e 70 MPa estão apresentados na Figura 2.9, que apresenta também o resultado do ensaio com amostra convencional, com 5mm de diâmetro. Os ensaios com amostras convencionais foram realizados ao ar enquanto os testes com amostras reduzidas foram realizados em argônio. Conforme pode ser verificado, os resultados mostram boa reprodutibilidade e similaridade de comportamento entre as diferentes amostras.

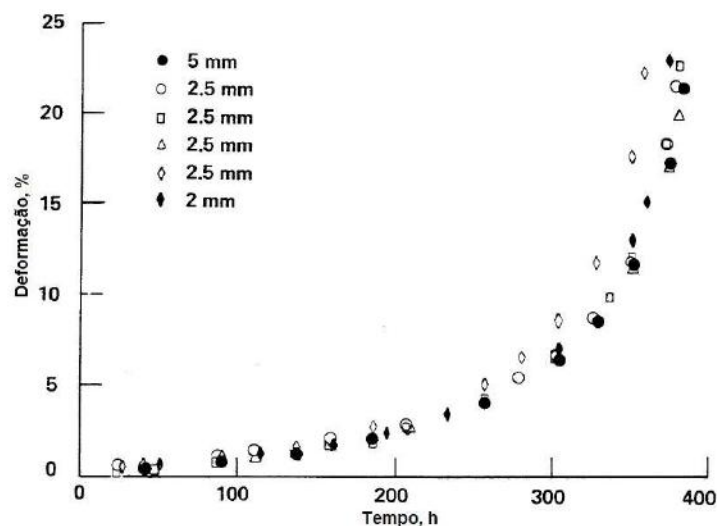


Figura 2.9 - Curvas deformação versus tempo para o aço 1/2Cr-1/2Mo-1/4V. Adaptado de EPRI (1988).

KADOYA *et al.* (1990) estudaram uma metodologia de avaliação de vida residual de componentes de plantas térmicas através da realização de ensaios de fluência uniaxial em corpos de prova de dimensões reduzidas com os aços CrMoV, 2,25Cr-Mo e do 1 1/4Cr-1/2Mo. Os corpos de prova foram confeccionados com diâmetros de 2 e 4mm e foram soldados às garras através de solda elétrica (processo EBW). Os testes foram do tipo “tensão constante”. As mesmas condições de ensaios foram aplicadas para testes de fluência com corpos de prova convencionais, para comparação dos resultados. Os ensaios foram realizados ao ar e em atmosfera com argônio. As Figuras 2.10 e 2.11 apresentam os resultados obtidos. Como pode ser observado na primeira figura, o tempo de ruptura das amostras reduzidas ensaiadas ao ar é menor em função da influência da oxidação.

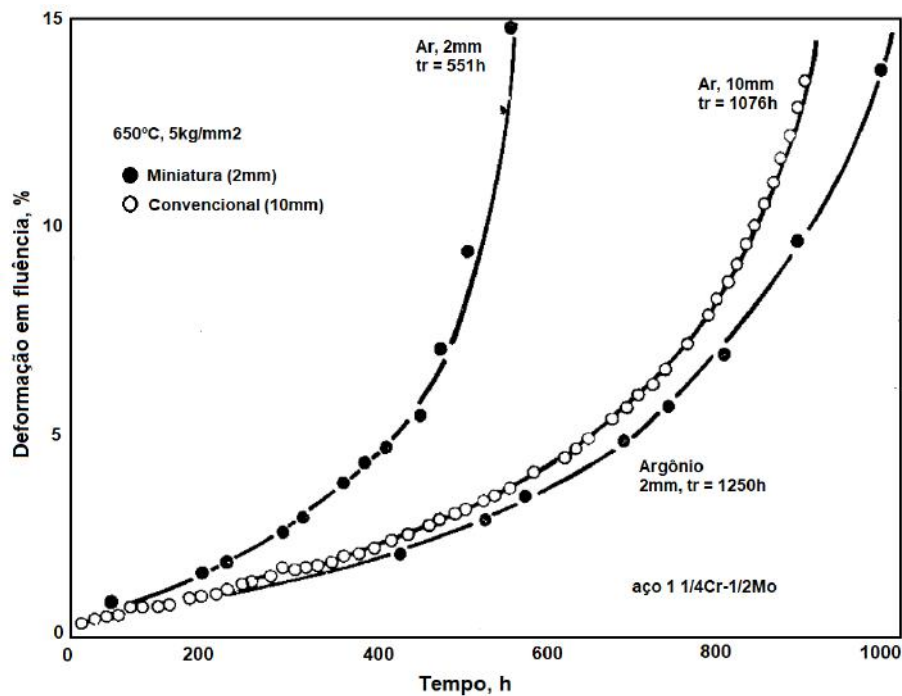


Figura 2.10– Curvas de fluência para as amostras ensaiadas, tanto em ar quanto em atmosfera de argônio. Adaptado de KADOYA et al. (1990).

As curvas de fluência, tempo de ruptura e ductilidade das amostras reduzidas testadas em argônio foram similares aos obtidos pelas amostras convencionais ensaiadas ao ar. Ambas apresentaram o mesmo modo de fratura. Os autores concluíram que é possível a realização de ensaios de fluência isotensão em amostras de tamanho reduzido para avaliação da vida residual em fluência dos materiais. Entretanto, para aplicação segura e confiável deste método é ainda necessário o desenvolvimento e aprimoramento das técnicas para remoção e confecção destes corpos de prova. Além disso, é ainda imperativo o acúmulo de dados e resultados de ensaios para confirmação desta metodologia.

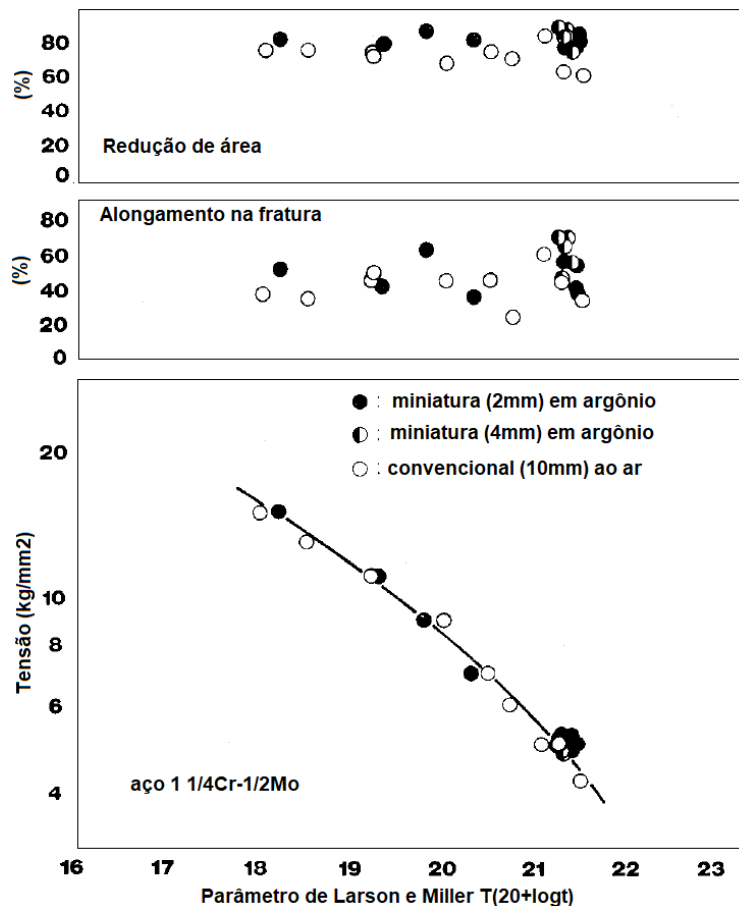


Figura 2.11 - Dados de fluência para as amostras ensaiadas, tanto em ar quanto em atmosfera de argônio. Adaptado de KADOYA et al. (1990).

BRETT e MERCKLING (2005) avaliaram através de ensaios de fluência convencionais e em corpos de prova de dimensões reduzidas, um trecho de uma tubulação do aço A335 P22 (2,25Cr-1Mo) de uma refinaria de petróleo, que operou por mais de 20 anos a uma temperatura de 535°C e pressões variáveis. Foram ensaiados 9 micro corpos de provas, com diâmetros de 1,2 a 1,35mm por 25mm de comprimento, e 10 corpos de prova de tamanho convencional. Os ensaios com as amostras reduzidas foram conduzidos tanto em vácuo quanto em atmosfera de argônio. Os testes convencionais foram realizados ao ar. As temperaturas empregadas foram de 550 e 625°C a tensões menores que a metade da tensão de operação. As Figuras 2.12 e 2.13 apresentam os resultados obtidos.

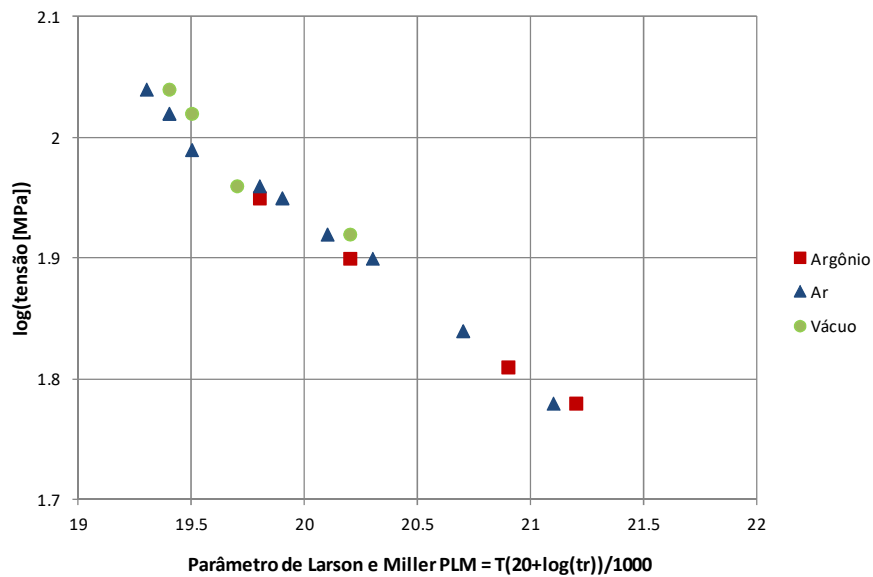


Figura 2.12 - Resultados dos micro-corpos-de-prova em argônio e em vácuo, comparados com os testes convencionais realizados ao ar e com resultados do ECCC (base de dados) para o aço P22, material novo. Amostras reduzidas: argônio e vácuo; amostras convencionais: ar. Adaptado de BRETT e MERCKLING (2005).

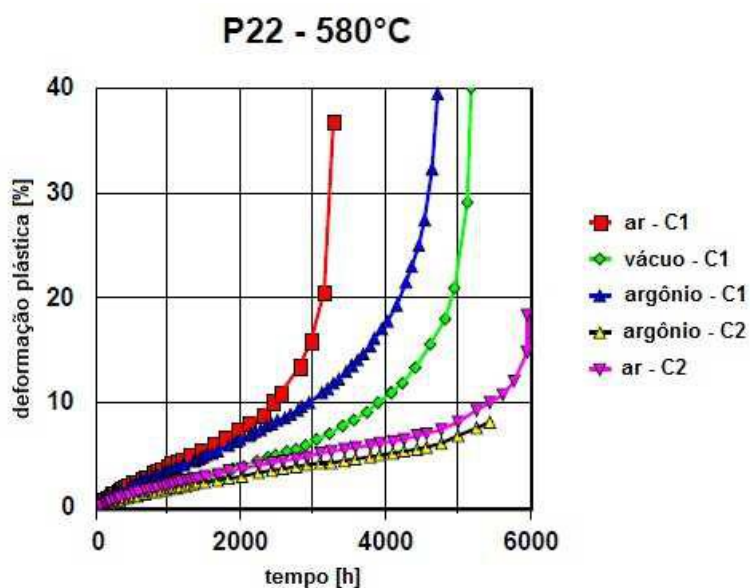


Figura 2.13 - Curvas de deformação versus tempo para corpos de prova convencionais, ensaiados em ar e corpos de prova reduzidos ensaiados em vácuo e argônio a 80MPa (C2) e 83MPa (C1). Adaptado de BRETT e MERCKLING (2005).

Os autores concluíram que os resultados dos ensaios com corpos de prova de dimensões reduzidas, tanto em vácuo, quanto em argônio estão de acordo com os resultados dos ensaios convencionais realizados ao ar. Os resultados satisfatórios obtidos em ambas as atmosferas inertes flexibilizam, no caso do material avaliado por eles, a utilização das mesmas, já que, por vezes, pode ser mais difícil e mais caro manter o vácuo por um tempo muito longo.

OLBRICHT *et al.* (2013) realizaram ensaios de fluência uniaxial em amostras de dimensões reduzidas e convencionais retiradas de tubos de um superaquecedor de uma caldeira termelétrica, aço ASME P91, com estrutura composta de ferrita e martensita. O objetivo desse trabalho era mostrar como o ensaio com amostras reduzidas poderia ser empregado como um método de caracterização complementar das propriedades de fluência do material. Os ensaios foram realizados ao ar em três temperaturas diferentes (650°C, 675°C e 700°C) e três tensões distintas (120MPa, 130MPa e 140MPa).

Os autores mostraram que, considerando os ensaios com os corpos de prova de dimensões reduzidas, os resultados estão de acordo com a literatura. Eles obtiveram curvas de fluência com três estágios definidos, apresentando uma região secundária curta. Ainda considerando estes resultados, obtiveram taxa mínima de fluência entre 1-3% de deformação, com a mesma aumentado com a temperatura e tensão de ensaio, em acordo com a literatura para o aço P91.

A análise deste trabalho mostra que uma atenção especial deve ser dada à medição precisa do alongamento na fratura dos corpos de prova de dimensões reduzidas. Analisando essas amostras, os autores destacaram que os valores de alongamento pós-fratura (medido diretamente nos corpos de prova) e da deformação na ruptura (medida pelo extensômetro) apresentava diferenças. O primeiro é sempre maior (percentual) que o segundo. Cabe uma observação que a literatura já mostra essa diferença há tempos. Qualquer incompatibilidade das superfícies de fratura deformadas (que possa impedir a recombinação das partes restantes da amostra para medição) é uma fonte intrínseca de erro deste método, podendo superestimar os resultados. Se for considerado o valor absoluto do erro seja o mesmo para ambos os tamanhos de amostra, isso irá afetar mais fortemente corpos de prova de dimensões reduzidas. No caso da deformação medida pelo extensômetro, ao contrário, os valores obtidos podem estar subestimados. Isso vai depender da taxa de aquisição dos dados do ensaio. Os últimos valores registrados podem não representar o evento da fratura.

Ainda neste estudo, a comparação dos resultados entre os corpos de prova de dimensões reduzidas e convencionais revela pequenas, mas sistemáticas variações na taxa mínima de fluência, no alongamento na fratura e no tempo de ruptura estão presentes. Os autores atribuem esse fato no “efeito do tamanho” e afirma que a comparação dos resultados entre amostras de tamanhos diferentes deve ser evitada.

A norma ASTM E139 afirma, entretanto, que o tamanho da amostra tem pouco ou nenhum efeito nas propriedades de deformação e ruptura, desde que o material não esteja sujeito a efeitos de orientação ou corrosão superficial. Afirma ainda, que um reduzido número de grãos na seção transversal do corpo de prova ou uma orientação preferencial de grãos oriunda das condições de fabricação têm pronunciado efeito nos resultados dos ensaios de fluência.

Por outro lado, KROMPHOLZ e KALKHOF (2002) criticaram em seu trabalho essa afirmação da norma ASTM E139, e constataram que o tamanho da amostra tem grande influência nos resultados dos ensaios de fluência. Todos os parâmetros de fluência estudados pelos autores apresentam algum tipo de dependência com o tamanho da amostra. Esses autores estudaram o efeito do tamanho da amostra do aço 20MnMoNi55, oriundo de um vaso de pressão. Os ensaios foram realizados a 700°C, 800°C e 900°C em atmosfera de argônio em dois tamanhos de corpos de prova (5 e 20mm de diâmetro), geometricamente similares. Nestes testes, o material é macroscopicamente homogêneo e os efeitos de orientação assim como corrosão podem ser excluídos (fatores identificados pela norma).

A Figura 2.14 apresenta a análise realizada em relação ao tempo de ruptura, em escala logarítmica, em função do tamanho da amostra, em escala linear.

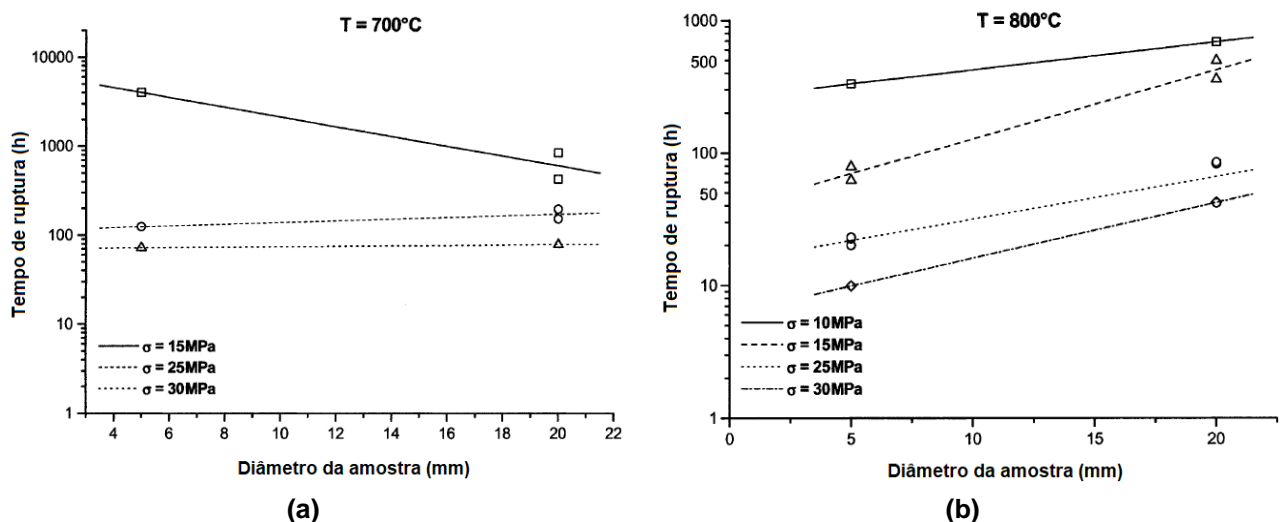


Figura 2.14 - Tempo de ruptura versus diâmetro da amostra para amostras com 5 e 20 mm, temperatura de ensaio de (a) 700°C e (b) 800°C. Adaptado de KROMPHOLZ e KALKHOF (2002).

Com base na revisão bibliográfica feita para este trabalho, acredita-se que o ensaio de fluência uniaxial com corpos de prova de dimensões reduzidas pode ser uma boa

ferramenta na análise qualitativa da fluência. Uma boa aplicação seria avaliação das propriedades locais de amostras em serviço, quando se tem os valores das propriedades nominais das mesmas. Um estudo mais profundo dos efeitos do tamanho nos resultados se faz necessário, já que o mesmo não é muito bem explicado na literatura. Ainda assim, a literatura indica que amostras de tamanhos diferentes podem sim ter resultados comparáveis, ainda que seja necessária a aplicação de um fator de correção, que pode variar dependendo do tipo de material avaliado. Em qualquer análise dessa natureza, é importante que se tenha um número mínimo de ensaios para que se tenha reprodutibilidade nos resultados.

2.2.2 Ensaio de fluência por *small punch* (*small punch creep test*)

O *small punch test* foi originalmente concebido no início dos anos 1980 nos Estados Unidos, onde MANAHAN *et al.* (1981) publicaram o primeiro trabalho sobre o ensaio. Há relatos de que este mesmo teste foi desenvolvido em paralelo no Japão, também na mesma época (HULKA *et al.*, 2012). O método focava a avaliação do efeito da irradiação nas propriedades de materiais utilizados em reatores nucleares. Eram necessárias amostras de tamanho reduzido devido ao volume restrito de material disponível para análise. Essa metodologia foi estendida para uma grande variedade de materiais e objetivos, como a medição de propriedades como a temperatura de transição dúctil-fragil e estimativa da tenacidade à fratura em baixas temperaturas (PARKER e JAMES, 1994, EPRI, 2001, BLAGOEVA e HURST, 2009). Na década de 1990 foi proposta a utilização deste ensaio para se estabelecer as propriedades de fluência em elevadas temperaturas, despertando interesse de vários setores, e o ensaio passou a ser denominado de *Small Punch Creep test*. A Figura 2.15 demonstra o crescente interesse em ensaios de fluência por *small punch* pelo número de documentos pesquisados no SCOPUS com a expressão “small punch creep” desde 1970 (LANCASTER e JEFFS, 2018; SCOPUS, acesso em 2018).

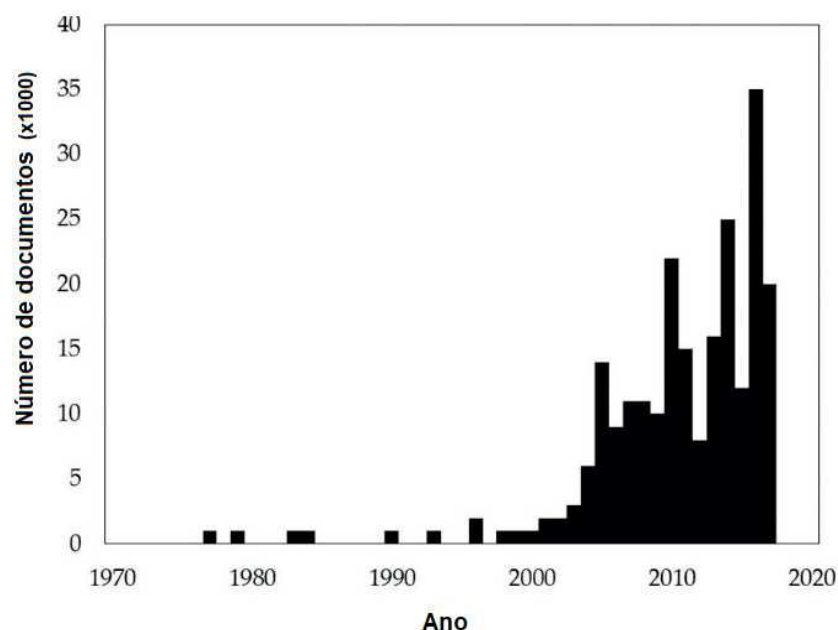


Figura 2.15 – Número de documentos anuais listados no SCOPUS com a expressão “*small punch creep*” incluída no título, resumos e palavras-chave, nas áreas de engenharia, ciência dos materiais e energia. Adaptado de LANCASTER e JEFFS (2018).

O ensaio de fluência por *small punch* surge como uma alternativa às dificuldades de amostragem na avaliação de equipamentos em serviço em elevadas temperaturas e pode gerar significativos avanços técnicos na previsão de vida útil desses componentes. Além disso, esse ensaio pode também ser empregado na análise de regiões críticas de componentes em operação, por exemplo, a zona termicamente afetada, curvas de tubulações ou juntas de coletores de vapor (ZHENG *et al.*, 2017; CACCIAPUOTI *et al.*, 2016).

O princípio do ensaio é a penetração de um punção ou de uma esfera – que pode ser de material cerâmico ou de aço – em uma amostra com formato de um disco plano, conforme pode ser visto no desenho esquemático apresentado na Figura 2.16a, configuração mais comumente empregada. A amostra é fixada entre as matrizes (superior e inferior) e o punção penetra até um deslocamento específico ou a falha, dependendo dos objetivos do ensaio e o deslocamento do punção e as forças de reação são registrados durante a execução do teste (BLAGOEVA e HURST, 2009; HULKA *et al.*, 2012). Devido à falta de uma normalização específica, diversas configurações desse ensaio já foram descritas na literatura. Essas variações podem ser resumidas em: diferenças no diâmetro do punção e/ou da esfera; modificações do travamento do disco (amostra) durante o carregamento e, ainda, utilização de punções de diferentes formas – anular ou elíptico (BLAGOEVA e HURST, 2009). A Figura

2.16b mostra uma configuração com carregamento ocorrendo no sentido de baixo para cima, relatada por DESHMUKH *et al.* (2016). A Figura 2.17 mostra uma foto típica da amostra após ensaio.

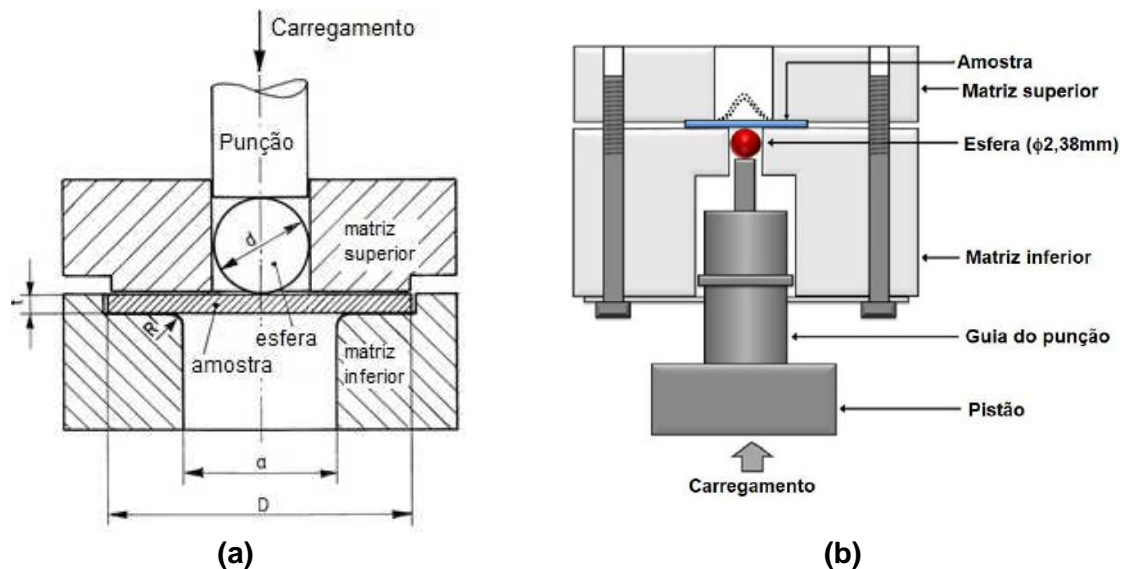


Figura 2.16 - Desenho esquemático do ensaio de *small punch*, mostrando diferentes configurações empregadas (a) e (b) Adaptado de KANAYA *et al.* (2005) e DESHMUKH *et al.* (2016).



Figura 2.17 - Aparência típica da amostra após ensaio de fluência por *small punch*. Aço inoxidável 316L ensaiado a 700°C e F: 500N. Adaptada de HOLMSTRÖM *et al.* (2018).

O ensaio ocorre com carga constante, isto é, o punção penetra no disco a uma força constante e a relação da deflexão com o tempo é analisada. Este teste se assemelha ao ensaio convencional de fluência a carregamento constante. Assim como o ensaio convencional com corpos de prova de dimensões reduzidas, o ensaio de fluência por *small punch* deve ser conduzido em atmosfera inerte, seja argônio, vácuo ou ainda,

uma mistura das duas. Vários estudos foram realizados e mostram grande influência da corrosão neste tipo de ensaio quando o mesmo não é realizado em atmosfera inerte (ZHOU *et al.*, 2010, KOBAYASHI *et al.*, 2012).

A maior dificuldade na análise dos resultados do ensaio de fluência por *small punch* é determinar que valor de carregamento deve ser aplicado para se obter o mesmo tempo de ruptura no ensaio de fluência uniaxial. Por sua configuração, o carregamento do teste fluência por *small punch* consiste em um estado de tensões biaxial, com uma configuração axissimétrica. Por isso, esse tipo de ensaio difere significativamente dos de tração ou de ruptura por fluência, nos quais o carregamento é uniaxial.

O emprego do ensaio de *small punch* é, na prática, criticamente dependente da existência de um procedimento confiável para comparação com os resultados dos ensaios de fluência convencionais. Em 2007 foi criado pelo Comitê Europeu de Normalização (CEN), o código de práticas *CEN Workshop Agreement CWA 15627* (2007), que fornece orientações para realização do ensaio de *small punch* em materiais metálicos e introduz metodologias para se estimar propriedades de tração, tenacidade à fratura e propriedades de fluência. Esse código recomenda a relação baseada na teoria de membrana descrita por CHAKRABARTY (1970), conhecida como teoria de estiramento de membrana para correlacionar os resultados obtidos com os dos ensaios de fluência convencional. Esse modelo forneceu base para grande parte do entendimento da relação entre a deflexão central e a deformação no ensaio de fluência por *small punch*. As premissas dessa teoria incluem o material ser isotrópico, a ponta do punção estar coberta por uma película lubrificante de tal modo que o atrito entre ela e a amostra possa ser desprezado, a espessura da amostra ser pelo menos uma ordem de magnitude menor que o raio do punção, portanto a rigidez de flexão poder ser desprezada e, como consequência, assumir que o modo de deformação é governado pela tensão de membrana (CHAKRABARTY, 1970; CACCIAPUOTI *et al.*, 2016).

O modelo de CHAKRABARTY (1970) fornece um conjunto completo de relações, considerando o carregamento conforme mostrado no desenho esquemático da Figura 2.16a e a simbologia dada abaixo.

F – carga aplicada na amostra no ensaio de *small punch*

h – espessura da amostra durante o ensaio (no limite do contato – Fig.2.18)

h_0 – espessura inicial da amostra

R – raio de abertura da matriz

r – raio do punção

d – raio da zona de contato

σ – tensão de membrana

φ – ângulo entre a superfície normal e axial (vertical)

θ_0 – ângulo φ no limite de contato ($\theta_0 = \varphi$)

θ – ângulo φ quando $d = R$

u_1 – deslocamento do punção ($\varphi = 0$)

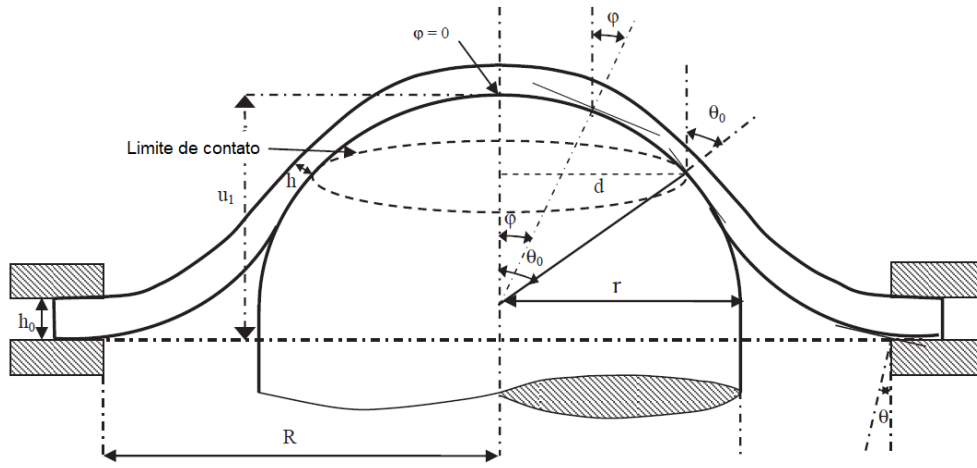


Figura 2.18 - Geometria da deformação. Adaptado de CWA15627 (2017) e CHAKRABARTY (1970)

A formulação proposta por CHAKRABARTY (1970) é dada por:

$$\frac{F}{\sigma} = 2\pi \cdot h \cdot r \cdot (\sin \theta_0)^2 \quad (4)$$

$$h = h_0 \left\{ \frac{1 + \cos \theta_0}{1 + \cos \theta} \right\} \quad (5)$$

O modelo de CHAKRABARTY (1970) prevê ainda, expressões para o deslocamento central do punção, u_1 quando $\varphi = 0$ (Figura 2.18), dado por:

$$u_1 = R \sin \theta \ln \frac{\tan(\theta_0/2)}{\tan(\theta/2)} + r(1 - \cos \theta_0) \quad (6)$$

A relação entre θ e θ_0 é dada pela equação 7:

$$\sin \theta = \frac{r}{R} (\sin \theta_0)^2 \quad (7)$$

A partir de uma análise de regressão, cujo objetivo era determinar uma expressão geral para determinar a carga do ensaio de fluência por *small punch*, chegou-se a uma expressão que relacionava F/σ e o tamanho da amostra (R) e o raio do punção (r):

$$\frac{F}{\sigma} = b_1 R^{b_2} r^{b_3} h_0 \quad (8)$$

Aplicando-se logaritmo dos dois lados da equação, temos que:

$$\log(F/\sigma) - \log(h_0) = \log(b_1) + b_2 \log(R) + b_3 \log(r) \quad (9)$$

Os termos desconhecidos b_1 , b_2 e b_3 são obtidos por ajuste linear quadrático multi-variáveis. A fórmula geral que determina a carga de teste no ensaio de *small punch* pode ser expressa de acordo com a equação 10:

$$\frac{F}{\sigma} = 3,332 R^{-0,202} r^{1,192} h_0 \quad (10)$$

Arredondando-se os termos, a expressão utilizada no Código de Prática CWA (2007) é:

$$\frac{F}{\sigma} = 3,33 k_{SP} R^{-0,2} r^{1,2} h_0 \quad (11)$$

Onde k_{SP} é o fator de correlação e tem relação com a utilidade em fluência do material ensaiado. A equação 11 é amplamente empregada e serve como referência no estudo e desenvolvimento de ensaios de fluência por *small punch*. Cabe ressaltar que esta equação deve ser aplicada para configurações de ensaio com carga constante e amostra não fixa (*unclamped*). Para o caso de ensaio com amostra fixa, estima-se que essa razão deve sofrer uma redução de aproximadamente 20%.

O CWA 15627 (2007) afirma ainda, que o valor de k_{SP} deve primeiro ser determinado empiricamente para cada material ensaiado. Quando não se conhece o valor de k_{SP} , os primeiros testes devem ser feitos considerando $k_{SP}=1$.

BLAGOEVA e HURST (2009) aplicaram todas as propostas previstas no Código de Práticas CWA 15627 (2007), tais como corpo de prova, projeto e fabricação do punção, aplicação da carga, medição de temperatura e deformação e ambiente inerte; e realizaram ensaios de fluência por *small punch* para avaliação de uma solda de reparo entre material novo e o material em serviço, do aço P91. São tubos de 275mm de diâmetro e espessura de parede de 35mm, que operaram 60.000 horas a 565°C e pressão interna de 250bar. A Figura 2.19 mostra um desenho esquemático da retirada das amostras de *small punch*, totalizando 22 amostras com 8mm de diâmetro e 0,5mm de espessura. Todos os ensaios ocorreram a 600°C.

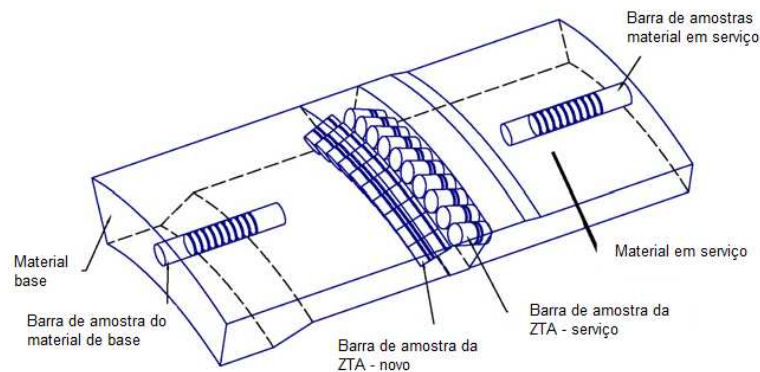


Figura 2.19 - Esquema de retirada e confecção dos corpos de prova para ensaio de fluência por *small punch*. Adaptado de BLAGOEVA e HURST (2009).

Os autores aplicaram a expressão sugerida pelo CWA15627 (2007) para determinar os carregamentos utilizados nos ensaios (equação 8). Os primeiros ensaios foram realizados assumindo $k_{SP} = 1$ e assim, $F/\sigma = 1,4 \text{ mm}^2$.

A Figura 2.20 apresenta alguns dos resultados obtidos pelos autores. Como podem ser observadas, as curvas de fluência oriundas do ensaio de *small punch* têm a forma clássica da curva convencional. A maior diferença está no estágio primário. Esse fato pode ser explicado, segundo os autores, pela deformação de flexão do início do ensaio de *small punch*, que é inexistente no ensaio uniaxial. A forma das curvas também varia em função do carregamento aplicado, assim como no ensaio convencional uniaxial. O aumento no carregamento causa uma redução das regiões primária e secundária. A Figura 2.21 apresenta a correlação com os dados do ensaio de fluência uniaxial.

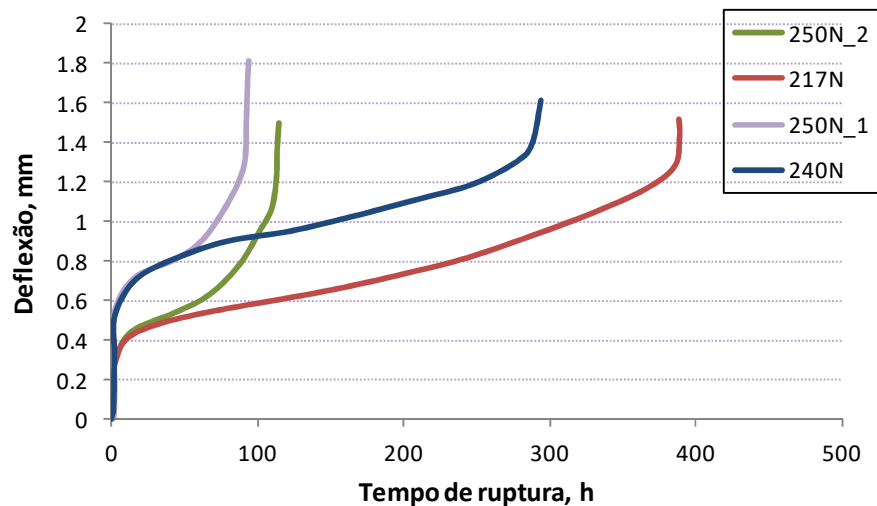


Figura 2.20 - Curvas dos ensaios de fluência por *small punch*, a 600°, em diferentes carregamentos. Adaptado de BLAGOEVA e HURST (2009).

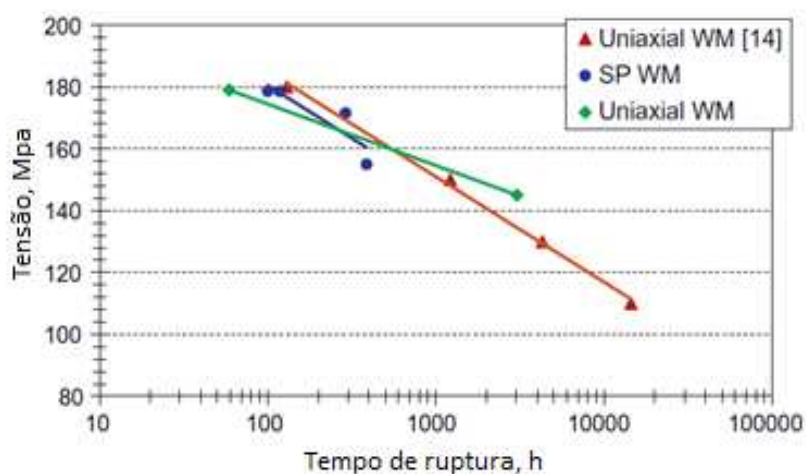


Figura 2.21 - Dados dos ensaios de *small punch* comparados com ensaios de fluência convencional uniaxial para o metal de solda, 600°C. Adaptado de BLAGOEVA e HURST (2009).

Outras correlações têm sido estudadas e propostas, com objetivo de correlacionar os resultados do ensaio de fluência por *small punch* com os do ensaio convencional. Entretanto, elas se baseiam em resultados empíricos, relacionados tanto ao material quanto à configuração experimental empregada. Esses estudos sugerem que o modelo de Chakrabarty não é o ideal para previsão das propriedades de fluência (ISAMU *et al.*, 2010; HYDE e SUN, 2009; HOLMSTRÖM *et al.*, 2018, DYMÁČEK *et al.*, 2018).

DI PERSIO *et al.* (2004) propuseram o uso do ensaio de fluência por *small punch* como uma ferramenta de avaliação do nível de dano no material causado pelo envelhecimento em elevadas temperaturas. Os autores realizaram ensaios de *small punch* a 600°C em amostras novas e envelhecidas do aço 2,25Cr-1Mo e o 2,25Cr-1Mo-V, cujos resultados indicaram clara redução de vida. Para tentar quantificar o dano, os autores propuseram uma metodologia de comparação com resultados de ensaios de fluência uniaxial convencional, e obtiveram a relação $F/\sigma = 1,76\text{mm}^2$ para material novo e $F/\sigma = 1,70\text{mm}^2$ para material envelhecido.

Com base em uma robusta análise de elementos finitos, HYDE *et al.* (2010) propuseram uma relação geral para materiais que sofrem fluência de maneira dútil, como o P91 e o P22. Os estudos realizados por eles mostraram que a relação $\sigma = 0,512P$ apresenta resultados satisfatórios e coerentes com o proposto pelo código CWA.

KOBAYASHI *et al.* (2012) investigaram a influência da atmosfera de ensaio nos resultados dos ensaios de *small punch*. Para tal, realizaram ensaios a 600°C com aço 2,25Cr-1Mo tanto ao ar quanto sob vácuo. Além disso, para avaliação dos resultados, eles determinaram que a relação entre a força aplicada no teste de *small punch* e a tensão aplicada no ensaio uniaxial era $F/\sigma = 2,1\text{mm}^2$ e obtiveram resultados bastante satisfatórios.

Na tentativa de estabelecer o teste de fluência por *small punch* como ferramenta de avaliação confiável, muitos esforços têm sido empregados na melhoria da abordagem na interpretação dos resultados e vários simpósios e conferências têm sido realizados para troca de experiências (DYMÁČEK *et al.*, 2018). Devido à complexidade do ensaio de fluência por *small punch* e à falta de dados de testes sistemáticos para verificação e comparação dos resultados, até o momento não há uma metodologia comumente aceita para a correlação das propriedades de fluência no ensaio uniaxial. Por isso, neste estudo, serão adotadas as práticas descritas no código CWA 15627 (2007), sendo feita uma análise crítica dos resultados obtidos, a fim de propor ajustes e/ou melhorias no emprego do mesmo.

A modelagem matemática através de elementos finitos vem sendo extensamente estudada na literatura e empregada como metodologia de avaliação da relação entre o ensaio de fluência convencional e o de *small punch* (BLAGOEVA e HURST, 2009, ZHOU *et al.*, 2010). Vários autores utilizaram análise de elementos finitos para

predizer o comportamento em fluência pelo ensaio de *small punch*, para diferentes materiais. Geralmente, na análise do fenômeno de fluência (alta temperatura), a modelagem está limitada ao segundo estágio de fluência (DOBES e MILICKA, 2009). Na realidade, quando se trata de ensaios de fluência por *small punch*, muitos trabalhos na literatura têm focado na taxa de deflexão e nos estágios de deformação, com foco na fluência secundária (YANG *et al.*, 2016).

ZHOU *et al.* (2010) realizaram ensaios de fluência por *small punch* na liga SUS304 com diferentes carregamentos e em atmosfera com argônio, para prevenir a oxidação da amostra. Baseado nos testes, os autores realizaram um modelagem por elementos finitos utilizando as equações constitutivas de danos por fluência de Kachanov–Rabotnov. Os ensaios foram realizados em uma máquina de testes desenvolvida pelos próprios autores, utilizando uma esfera com 2,40mm de diâmetro como punção, enquanto a simulação numérica foi feita utilizando um modelo bidimensional. A Figura 2.22 compara a curva deflexão *versus* tempo obtida no ensaio, realizado com uma amostra de 10mm de diâmetro e 0,5mm de espessura, a 650°C e carga de 463N, com a obtida na simulação numérica (MEF). Conforme pode ser verificado, as curvas estão bem próximas na primeira metade do ensaio, mas diferem-se na sequência.

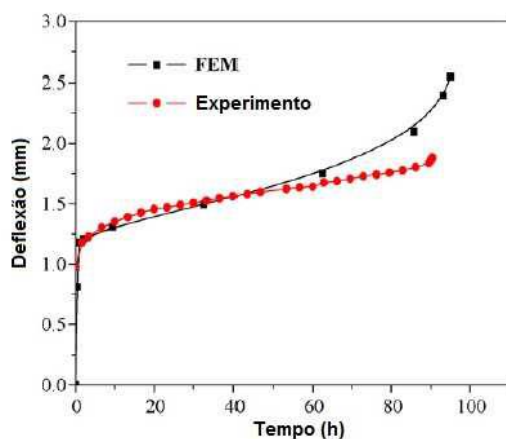


Figura 2.22 - Comparação dos resultados experimental e da simulação numérica.
Adaptado de ZHOU *et al.* (2010).

A razão dessa diferença, segundo os autores, é que os parâmetros utilizados no cálculo da modelagem foram obtidos a partir de ensaios de fluência uniaxial, no qual a taxa mínima de fluência é um pouco maior do que a do teste de fluência por *small punch*. O tempo de ruptura obtido na simulação foi de 96 horas contra 90 horas do experimento (erro menor que 6,67%). Os autores concluíram que, de um modo geral,

as curvas tem a mesma tendência e ambas possuem os três estágios típicos de fluência. Esta proximidade indica sucesso na modelagem.

PAN *et al.* (2009) descrevem em seu trabalho um modelo de elementos finitos do ensaio de fluência por *small punch*. A análise foi feita considerando a relação constitutiva de fluência da Lei de Norton (NORTON, 1929), variando o expoente n , com base em resultados de ensaios de fluência convencionais. Os autores avaliaram ainda a influência do atrito entre o punção e a amostra ensaiada.

A Figura 2.23 mostra a variação da deflexão central com o coeficiente de atrito obtida pelos autores. Conforme pode ser visto, quanto maior o fator de atrito, menor é a deflexão do ponto analisado (central). A diferença relativa entre a deflexão entre os casos de fator de atrito igual a 0,0 e 0,5 é de 5%. Assim, afirmam os autores, considerando o emprego do teste de fluência por *small punch* que, utiliza a deflexão da amostra para caracterizar as propriedades de fluência do material, a influência do atrito deve ser considerada criteriosamente.

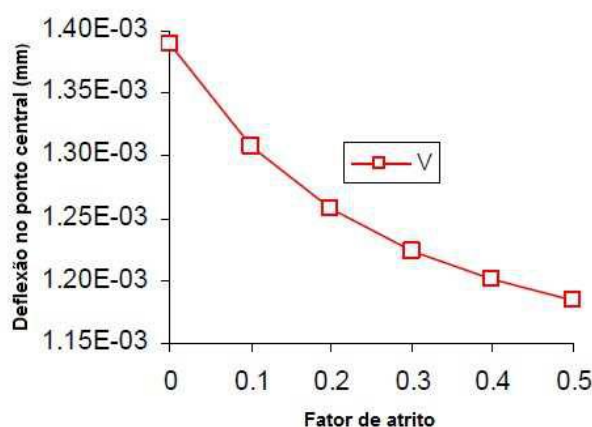


Figura 2.23 – Deflexão versus fator de atrito. Adaptado de ZHOU *et al.* (2010).

EVANS (2018) analisou a deformação no ensaio de *small punch* do aço ferrítico 05Cr-0,5Mo-0,25V, assumindo que a deformação era viscoplástica com volume constante, com taxas de deformação governadas pelas propriedades de fluência do material. O autor usou uma relação constitutiva fenomenológica para as propriedades de fluência, considerando variáveis que incluem o encruamento, amolecimento e o dano contínuo com um critério adicional de falha por fluência. Foi construído um modelo usando dados de ensaios de fluência uniaxial, verificado pela comparação das curvas de fluência e os tempos de ruptura obtidos nos ensaios de *small punch* obtidos através de

simulação por elementos finitos, conforme mostrado na Figura 2.24. Como pode ser visto os resultados mostraram boa correlação.

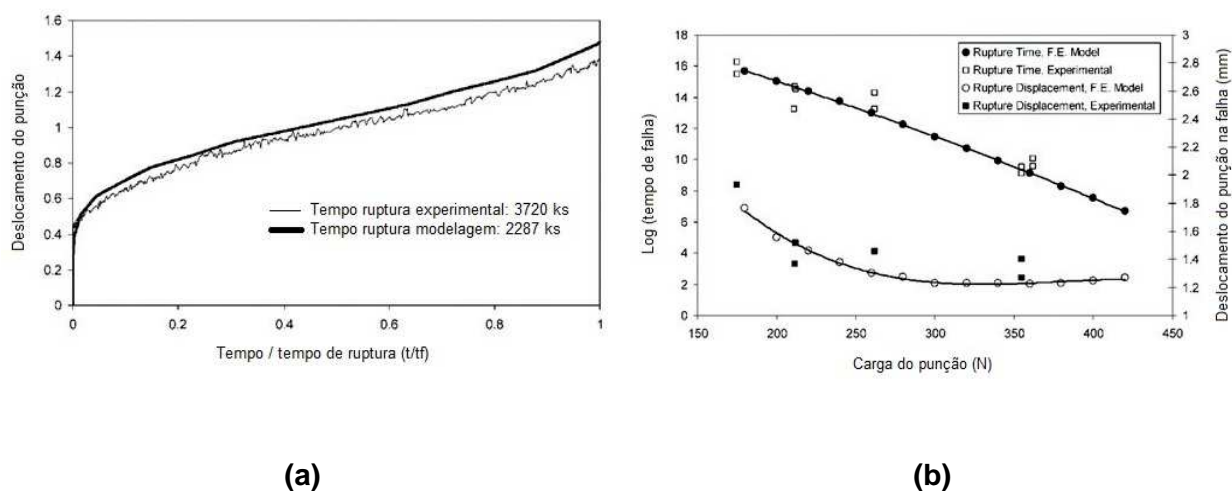


Figura 2.24 - Resultados experimentais e da modelagem dos ensaios de fluência por *small punch* a 575°C com aço ferrítico 0,5Cr-0,5Mo-0,25V: (a) tempo versus deslocamento do punção no teste com carga de 211N e (b) tempo de ruptura versus deslocamento do punção em todas as condições. Adaptada de EVANS (2018).

3. PROCEDIMENTO EXPERIMENTAL

3.1 Material

Para o desenvolvimento deste estudo, empregou-se o aço 2,25Cr-1Mo convencional de classe ferrítica, utilizado em aplicações que exigem resistência em elevadas temperaturas. O material foi recebido em forma de tubo com microestrutura ferrita-perlita, fabricado pela Vallourec. Esse material é codificado pela ASTM como A335 P22. Segundo o fabricante, essa microestrutura foi obtida por tratamento térmico final de recozimento com resfriamento a velocidade controlada.

Na Tabela 3.1 são apresentados os resultados da análise química realizada por amostragem em 3 diferentes seções do material recebido. A título de comparação, na mesma tabela pode-se observar a composição química nominal do aço ASTM A335 (2018), indicando que o material está de acordo com a mesma. A obtenção de informações relativas ao atendimento das especificações de composição química do material recebido foi conduzida no laboratório de análises químicas do CEPEL, através do ensaio de análise química quantitativa, empregando os métodos de: a) combustão

direta: carbono e enxofre; b) gravimetria: silício; c) volumetria: fósforo e d) espectrofotometria de absorção atômica: cromo, molibdênio e manganês.

Cabe destacar a qualidade do material estudado pelos baixos níveis de enxofre (S) e fósforo (P), duas ordens de grandeza menor que o exigido pela norma ASTM A335 P22.

Tabela 3.1 - Resultados da análise química do tubo recebido (% em peso)

Composição química (% em peso)							
Elementos	C	Cr	Mo	Mn	S	P	Si
Material recebido	0,11	1,90	0,93	0,39	<0,001	0,009	0,21
ASTM A335 P22	0,05 – 0,15	1,9 – 2,6	0,87 – 1,13	0,3 – 0,6	0,025 ^{máx}	0,025 ^{máx}	0,5 ^{máx}

A caracterização metalográfica foi realizada através de microscopia ótica. Foi utilizado o microscópio ótico da marca *Olympus*, modelo GX71. As imagens foram registradas em campo claro. A Figura 3.1 apresenta a microestrutura encontrada. Conforme pode ser observado, o material apresenta estrutura metalográfica composta por ferrita e perlita, condizente com a microestrutura esperada para o material novo do aço em questão.

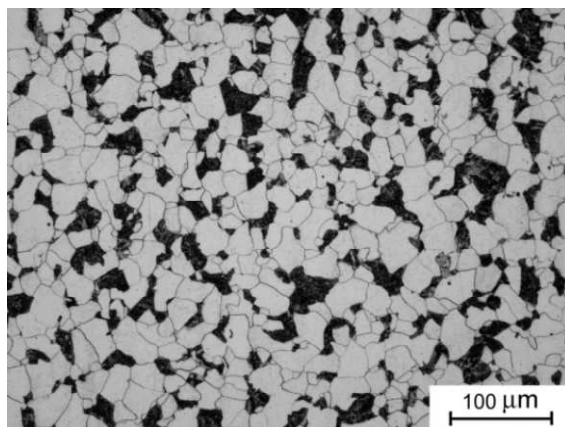


Figura 3.1 – Estrutura metalográfica do aço 2,25Cr-1Mo, como recebida. Ataque metalográfico: nital 2%. Aumento: 240x.

A caracterização mecânica de qualificação inicial do material foi realizada através de ensaio de dureza escala Vickers, carga de 10 kgf, segundo a norma ASTM E384 (2008), com realização de dez medições por amostra. O ensaio foi realizado no microdurometro Buehler, modelo micromet 5-103, nas amostras utilizadas na caracterização metalográfica. O valor médio de microdureza Vickers obtido foi de 139

$\pm 4\text{HV}$. Este resultado está de acordo com a especificação nominal do aço ASTM A335 P22, que é 130-196HV.

3.2 Metodologia

A metodologia experimental, que será detalhada a seguir, está esquematizada na Figura 3.2, composta das seguintes etapas:

- Ensaios de tração a quente, em corpos de prova convencionais e de tamanho reduzido.
- Ensaios acelerados de fluência uniaxial, em corpos de prova convencionais e de dimensões reduzidas. Tempos previstos de ensaios: 100h, 300h, 1000h e 3000h.
- Ensaios de fluência por *small punch*.
- Simulação numérica por elementos finitos.
- Análise crítica dos resultados e avaliação do emprego de ensaios com amostras reduzidas na análise de vida remanescente.

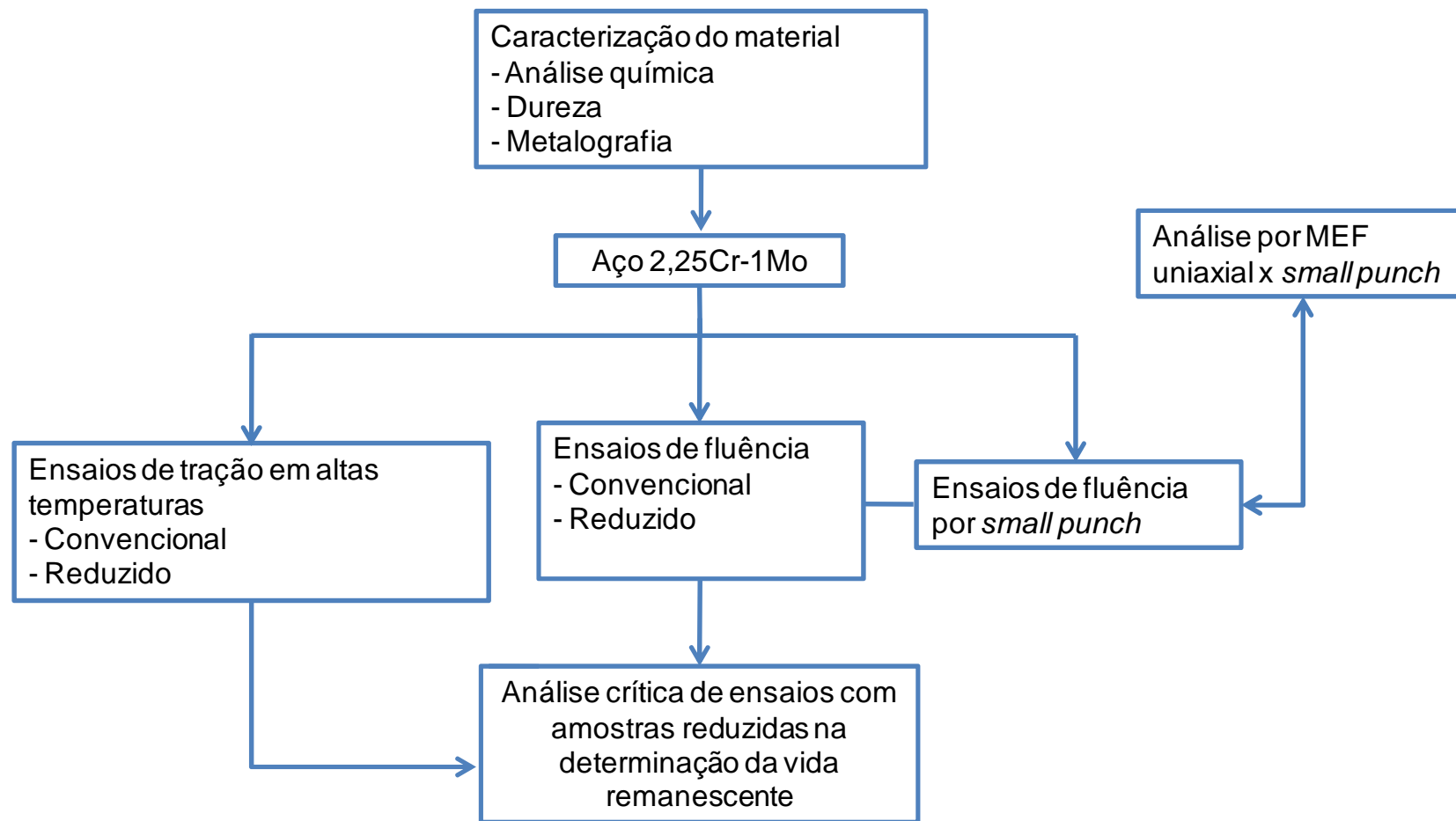


Figura 3.2 – Fluxograma experimental da tese

3.2.1 Ensaios de tração em altas temperaturas

Foram realizados, como uma etapa inicial de definição do trabalho, 22 ensaios de tração em altas temperaturas (11 com corpos de prova convencionais e 11 em reduzidos), de acordo com a norma ASTM E21 (2009). Os ensaios foram realizados sob vácuo de 10^{-2} a 10^{-3} mbar, a fim de se evitar a influência da oxidação nos resultados, principalmente nos ensaios com corpos de prova de dimensões reduzidas. Os ensaios foram realizados em uma máquina do tipo universal de ensaio da marca TIME SHIJIN, modelo WDW 100E.

O desenho esquemático da Figura 3.3 mostra a posição de retirada dos corpos de prova nos tubos recebidos, enquanto a Figura 3.4 mostra os corpos de prova utilizados nos ensaios. Os tamanhos definidos para os corpos de prova estão em de acordo com o especificado pelas normas ASTM E139 (2011) e ASTM E8 (2009), que recomenda que os mesmos mantenham uma relação L_0/D_0 igual a quatro, para que os parâmetros obtidos possam ser comparáveis, ou seja, os corpos de prova utilizados nesse estudo são geometricamente similares (DIETER, 1981). A Tabela 3.2 apresenta as temperaturas e velocidades empregadas nos ensaios de tração em altas temperaturas. A velocidade dos ensaios foi ajustada para que as taxas de deformação dos corpos de prova convencional e de dimensões reduzidas ensaiados na mesma temperatura fossem próximas.

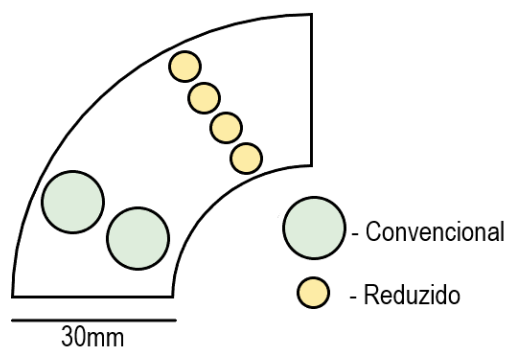


Figura 3.3 - Posição de retirada dos corpos de prova do tubo

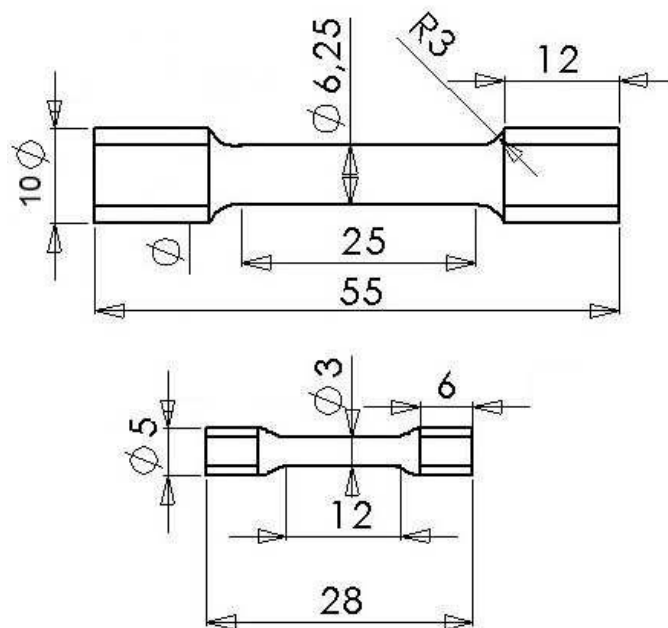


Figura 3.4 - Desenho dos corpos de prova de tração, convencional e de dimensões reduzidas. Dimensões em mm.

Os resultados dos ensaios foram analisados inicialmente de forma comparativa, com objetivo de avaliar o emprego dos ensaios de tração em altas temperaturas com amostras de dimensões reduzidas na análise das propriedades mecânicas do aço 2,25Cr-1Mo. Além disso, os resultados dos ensaios de tração a quente também serviram de base para definição das tensões a serem aplicadas nos ensaios de fluência, considerando o critério de equivalência proposto por BUENO (2005), e por isso apresentados neste capítulo do trabalho.

Tabela 3.2 - Planejamento dos ensaios de tração em altas temperaturas

Identificação do CP*	L ₀ (mm)	T(°C)	V _t (mm/min)	ε (s ⁻¹)
TR/01	13,07	500	0,3	3,8x10 ⁻⁰⁴
TR/02	13,28	550	20	2,5x10 ⁻⁰²
TR/03	13,27	550	0,3	3,8x10 ⁻⁰⁴
TR/04	12,84	550	0,005	6,5x10 ⁻⁰⁶
TR/06	12,86	600	20	2,6x10 ⁻⁰²
TR/07	12,92	600	0,3	3,9x10 ⁻⁰⁴
TR/05	13,09	600	0,005	6,4x10 ⁻⁰⁶
TR/08	12,8	650	20	2,6x10 ⁻⁰²
TR/09	12,97	650	0,3	3,9x10 ⁻⁰⁴
TR/11	12,57	650	0,005	6,6x10 ⁻⁰⁶
TR/10	12,83	700	0,3	3,9x10 ⁻⁰⁴
TP/01	25,57	500	0,6	3,9x10 ⁻⁰⁴
TP/02	25,05	550	40	2,1x10 ⁻⁰²
TP/03	25,27	550	0,6	3,2x10 ⁻⁰⁴
TP/09	25,67	550	0,01	5,3x10 ⁻⁰⁶
TP/04	25,06	600	40	2,1x10 ⁻⁰²
TP/05	25,12	600	0,6	3,2x10 ⁻⁰⁴
TP/10	25,23	600	0,01	5,3x10 ⁻⁰⁶
TP/06	25,27	650	40	2,1x10 ⁻⁰²
TP/07	25,06	650	0,6	3,2x10 ⁻⁰⁴
TP/11	25,16	650	0,01	5,3x10 ⁻⁰⁶
TP/08	25,07	700	0,6	3,2x10 ⁻⁰⁴

*TR: corpo de prova reduzido TP: corpo de prova convencional

3.2.1.1. Definição das tensões dos ensaios de fluência a partir dos ensaios de tração em altas temperaturas

Na busca pela equivalência entre dados de fluência e tração a quente, BUENO e REIS SOBRINHO (2004) elaboraram um critério que considera basicamente que o pico de tensão, o tempo necessário para que ele ocorra e a taxa de deformação, gerados em testes de tração a taxa de deformação constante em altas temperaturas, é equivalente, respectivamente à tensão aplicada, ao tempo de ruptura e a taxa mínima de fluência obtidos nos ensaios de fluência (SANTOS, 2007). A analogia entre tração a quente e fluência foi estabelecida considerando que, em um ensaio de tração a temperatura e a taxa de deformação são arbitrariamente mantidas constantes para se verificar a história de tensão, ou resistência do material, enquanto que em um ensaio

de fluência a tensão e a temperatura são arbitrariamente mantidas constantes para se verificar de que maneira ocorre a história de deformação do material (DIAS, 2010)

De forma resumida, esse critério considera basicamente que:

1. A taxa de deformação no ensaio de tração é equivalente à taxa mínima de fluência;
2. O limite de resistência à tração (LRT) equivale à tensão aplicada no teste de fluência;
3. O tempo em que ocorre o limite de resistência à tração é equivalente ao tempo de ruptura nos testes de fluência.

A Figura 3.5 (DIAS, 2010) mostra um desenho esquemático do critério de equivalência exposto acima.

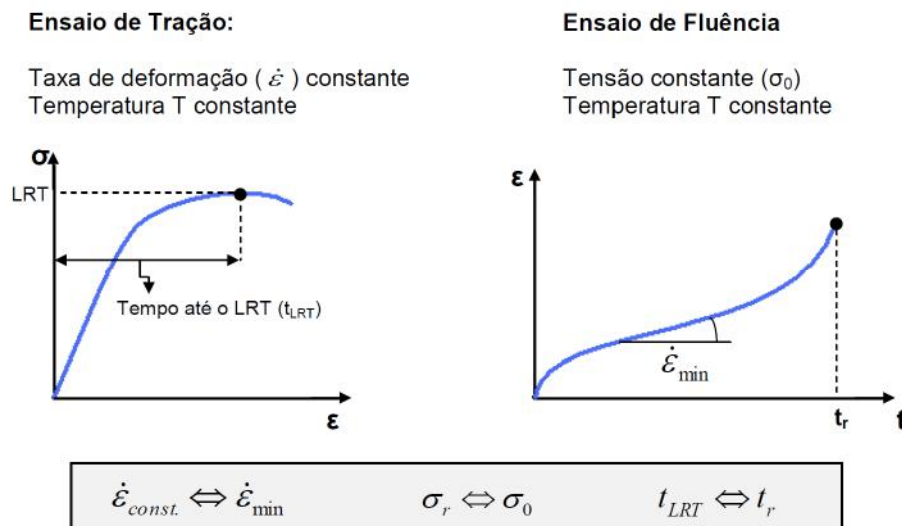


Figura 3.5 - Analogia dos parâmetros envolvidos nos testes de tração e fluência
Adaptado de DIAS (2007).

Nos testes de tração a tensão máxima é obtida no ponto de instabilidade de carga, onde ocorre a formação da estrição, que é equivalente, segundo este critério, à condição de instabilidade que ocorre nas vizinhanças do tempo de ruptura da amostra no ensaio de fluência. Com essa equivalência, BUENO (2005) sugere, portanto, que os resultados de tração a quente e fluência são manifestações diferentes da mesma realidade física traduzida pelo comportamento mecânico do material (DIAS, 2010).

Esse critério foi extensivamente comprovado utilizando-se numerosos dados de tração a quente e fluência obtidos no aço 2,25Cr-1Mo no estado virgem (BUENO e REIS SOBRINHO, 2004; SANTOS, 2007). A análise dos resultados mostra notável compatibilidade entre dados nas duas modalidades de teste em gráficos segundo as relações propostas por NORTON (1929), ZENNER-HOLLOMON (EVANS e WILSHIRE, 1985), ARRHENIUS e MONKMAN e GRANT (1956). Esse critério foi também estudado por MORETO (2008), que empregou dois aços: o aço inoxidável ferrítico A268/Tp446 e a liga tipo Kanthal – APM. A análise mostrou-se eficiente e conseguiu unir muito em os resultados de tração a quente e fluência nas relações de Monkman-Grant e Norton para ambos os materiais.

Para o emprego da metodologia, o primeiro passo foi calcular o valor do parâmetro de Larson-Miller (1952), segundo a equação 12 abaixo e considerando $t_r \sim t_{LRT}$, conforme item 3 do critério de equivalência e considerando $C=30$. A Tabela 3.3 apresenta os resultados de tração (σ_{LRT} , $\sigma_{0,2}$, de/dt , t_{LRT}) e os valores parametrizados ($\log(\sigma)$, $\log(t_{LRT})$) e o parâmetro de Larson e Miller (PLM) correspondente a essas condições de ensaio. Os valores obtidos para os dois tipos de corpos de prova foram agrupados por condição de ensaio, para facilitar a comparação.

$$PLM = (T(^{\circ}C) + 273)(C + \log t_r(h)) \quad (12)$$

Tabela 3.3 – Resultados dos ensaios de tração em altas temperaturas

CP	T (°C)	σ_{LRT} (MPa)	$\sigma_{0,2}$ (MPa)	de/dt (h^{-1})	t_{LRT} (h)	LOG(σ)	LOG(t_{LRT})	PLM (C=30)
TR/01	500	378,3	277	1,38E+00	0,09444	2,578	-1,025	22398
TP/01	500	385,3	276	1,41E+00	0,13625	2,586	-0,866	22330
TR/04	550	230,7	264	2,34E-02	4,59722	2,363	0,662	23913
TP/09	550	275,5	247	1,89E-02	7,41667	2,440	0,870	25235
TR/03	550	327,2	234	1,36E+00	0,11361	2,515	-0,945	23661
TP/03	550	341,7	244	1,15E+00	0,12125	2,534	-0,916	25284
TR/02	550	350,0	193	9,04E+01	0,00136	2,544	-2,868	26587
TP/02	550	347,9	213	7,73E+01	0,00158	2,541	-2,802	24914
TR/05	600	162,4	224	2,29E-02	2,84722	2,211	0,454	26420
TP/10	600	169,4	229	1,92E-02	4,11111	2,229	0,614	28034
TR/07	600	243,3	189	1,39E+00	0,09167	2,386	-1,038	27716
TP/05	600	258,8	207	1,16E+00	0,10583	2,413	-0,975	22521
TR/06	600	296,5	141	9,33E+01	0,00127	2,472	-2,897	22384
TP/04	600	311,7	153	7,73E+01	0,00147	2,494	-2,834	23936
TR/11	650	110,2	199	2,39E-02	2,36111	2,042	0,373	25406
TP/11	650	117,0	207	1,93E-02	2,81944	2,068	0,450	23716
TR/09	650	178,5	160	1,39E+00	0,04208	2,252	-1,376	25338
TP/07	650	182,4	167	1,16E+00	0,05944	2,261	-1,226	26726
TR/08	650	243,2	105	9,38E+01	0,00098	2,386	-3,007	24977
TP/06	650	253,3	112	7,68E+01	0,00115	2,404	-2,939	26559
TR/10	700	107,4	101	1,40E+00	0,03056	2,031	-1,515	28106
TP/08	700	118,2	108	1,16E+00	0,045	2,073	-1,347	27880

σ_{LRT} : Tensão limite de resistência à tração

$\sigma_{0,2}$: Tensão limite de escoamento

de/dt: Taxa de deformação

t_{LRT} : Tempo para atingir a tensão limite de resistência a tração

PLM: Parâmetro de Larson-Miller

Conforme mencionado, os ensaios de tração em altas temperaturas serviram de base para definição das tensões aplicadas nos ensaios de fluência, considerando o critério de equivalência proposto por BUENO (2005). De posse desses valores, foram traçados gráficos logaritmo da tensão *versus* parâmetro de Larson-Miller, tanto para corpos de prova convencionais quanto para os de dimensões reduzidas. Os gráficos, apresentados nas Figuras 3.6 e 3.7, mostram também as equações que parametrizam esses dados, ambas com ótimos valores de coeficiente de correlação ($R^2 > 98\%$).

A metodologia proposta neste estudo fixa os valores de tempo de ruptura em 100, 300, 1000 e 3000 horas e, essas equações permitiram então o cálculo das tensões a serem aplicadas nos ensaios de fluência uniaxial. Nota-se que o valor utilizado é o valor médio obtido entre amostras convencionais e reduzidas. Foram definidas as

temperaturas de 550°C, 575°C, 600°C, 625°C e 650°C, com tensões de 40MPa, 70MPa, 90MPa, 100MPa, 130MPa, 160MPa, 175MPa e 200MPa, para os dois tipos de corpos de prova.

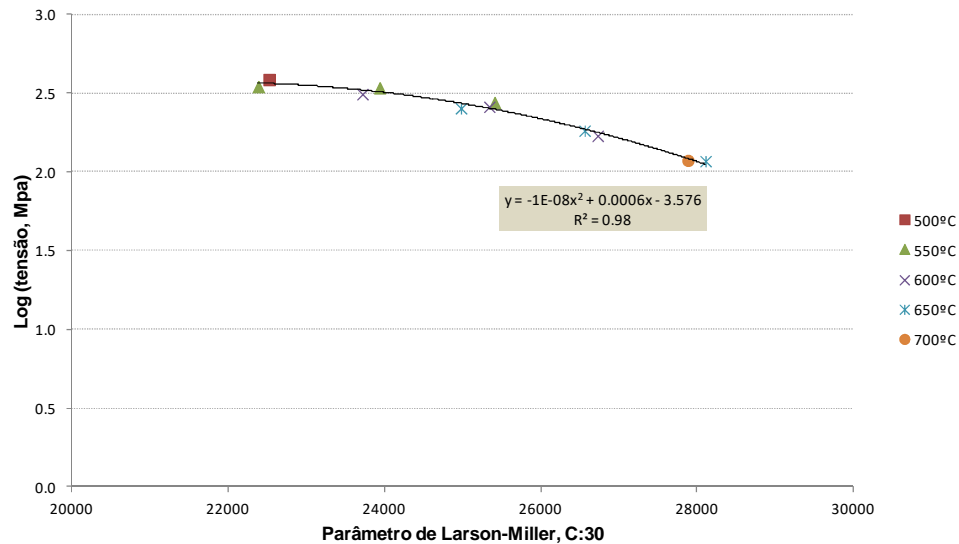


Figura 3.6 - Gráfico tensão versus parâmetro de Larson-Miller para os corpos de prova convencionais.

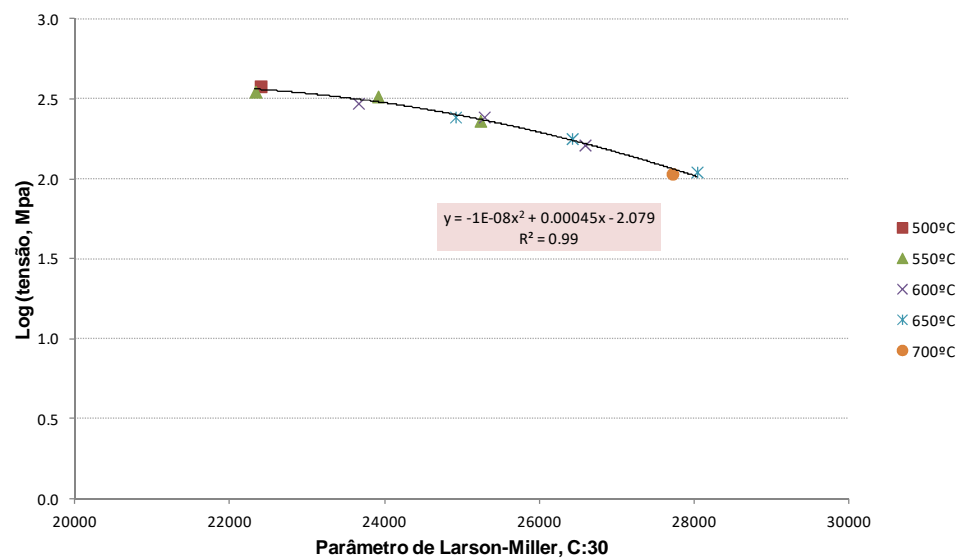


Figura 3.7 - Gráfico tensão versus parâmetro de Larson-Miller para os corpos de prova de dimensões reduzidas.

3.2.2 Ensaios de fluência uniaxial

Os ensaios de ruptura por fluência sob carga constante obedeceram às recomendações contidas na norma ASTM E139 (2011). Foram utilizadas máquinas modelo STM/MF 1000. O conjunto de máquinas é composto por um sistema de alavanca para aplicação de cargas, fornos, *LVDT* (*Linear Variable Differential Transformer*) e sistemas lógicos de aquisição de dados de temperatura, tensão e deslocamento acoplados a um computador, além de um sistema de vácuo. Em função das reduzidas medidas da seção resistente, os corpos de prova requerem um alinhamento com precisão de 10^{-2} mm. Assim como nos ensaios de tração em elevadas temperaturas, os testes de fluência foram realizados sob vácuo, para evitar os efeitos da oxidação nos resultados. A Figura 3.8 apresenta a máquina utilizada no ensaio.



Figura 3.8 - Máquinas de fluência empregadas nesse estudo, modelo STM/MF 1000, tipo peso morto.

A retirada e confecção dos corpos de prova para os ensaios de fluência seguiram o mesmo procedimento e dimensões dos corpos de prova dos ensaios de tração a

quente apresentados nas Figuras 3.3 e 3.4 e as condições de carregamento foram definidas no item anterior.

3.2.3 Ensaios de fluência por *small punch*

Os ensaios de fluência por *small punch* foram realizados seguindo as recomendações indicadas pelo código de práticas CWA 15627 (2007). Os testes foram realizados em um equipamento desenvolvido pela *Kobe Material Laboratory Co.,Ltd*, do Japão. A Figura 3.9 mostra um desenho esquemático completo do equipamento de ensaio, incluindo o sistema de aquisição de dados e o sistema de fornecimento de argônio, formado por dois cilindros conectados em linha. O sistema é projetado para que, quando o volume de argônio de um cilindro atingir um volume mínimo, a outra linha começa a fluir, mantendo o fluxo de gás constante.

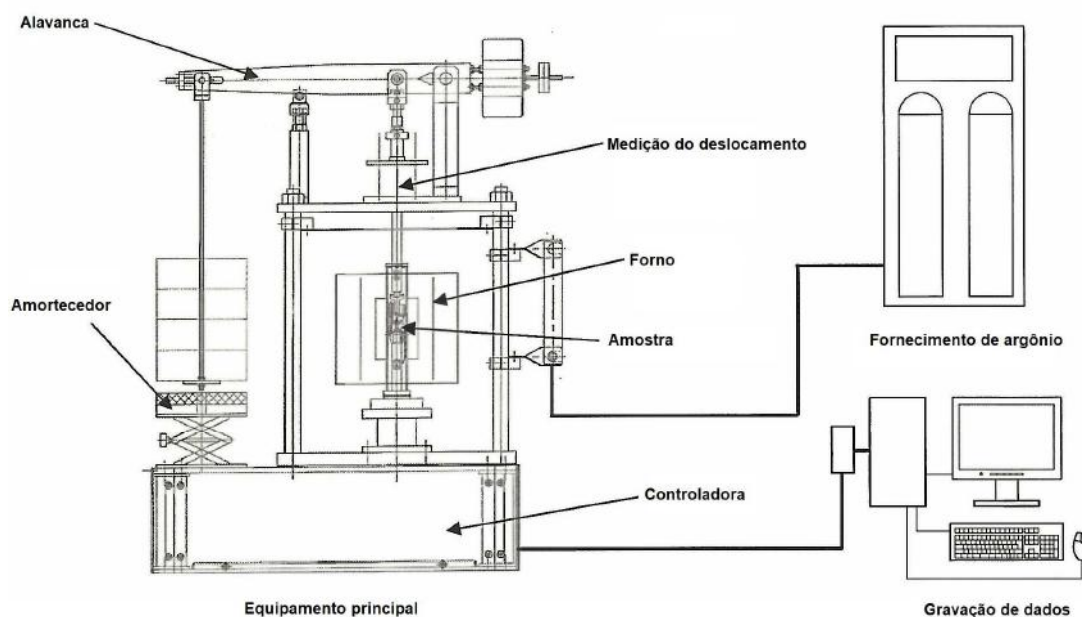


Figura 3.9 - Desenho esquemático da máquina de ensaios de fluência por *small punch*, incluindo os sistemas de fornecimento de argônio e aquisição de dados

A Figura 3.10 mostra uma foto do equipamento, instalado no laboratório de fluência do CEPEL.



Figura 3.10 - Máquina de ensaios de fluência por *small punch*, desenvolvida pela Kobe Material Testing Laboratory Co, Japão. A temperatura de teste varia ente 300 e 1000°C, com carregamento e deslocamento máximos de 1kN e 4mm, respectivamente.

A carga e a temperatura foram mantidas constantes durante todo o ensaio, realizado em atmosfera de argônio, com fluxo constante de $150 \text{ cm}^3/\text{min}$. O equipamento possui dois medidores de deslocamento, do tipo LVDT (*Linear Variable Differential Transformer*), cujo sinal de saída é *Volts*. O fabricante fornece as fórmulas de conversão de *Volts* (V) para deslocamento, diferente para cada medidor. Utiliza-se a média das duas medidas para se obter o valor do deslocamento do ensaio. O controle da temperatura é feito por dois termopares, soldados à amostra.

O corpo de prova utilizado segue as recomendações do CWA 15627 (2007) e possui 8mm de diâmetro e 0,5mm de espessura, Figura 3.11. Para atingir essas dimensões, tarugos de 100mm de comprimento e 8mm de diâmetro foram usinados a partir do material recebido. Os corpos de prova são cortados em uma máquina de corte de precisão, com espessura $750\mu\text{m}$. A amostra passa então por lixamento e polimento até espessura desejada, sem modificação de sua microestrutura, de acordo com o CWA 15627 (2007).

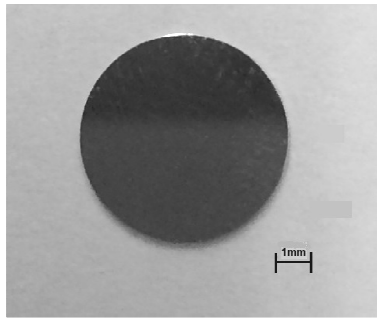


Figura 3.11 - Amostra do ensaio de fluência por *small punch*.

A penetração na amostra é feita por um conjunto punção + esfera, essa última com 2,4mm de diâmetro. A deflexão central é medida continuamente pelo registro do deslocamento da barra de compressão, feito pelo LVDT. As Figuras 3.12 a 3.15 mostram uma parte da sequência de montagem do ensaio.

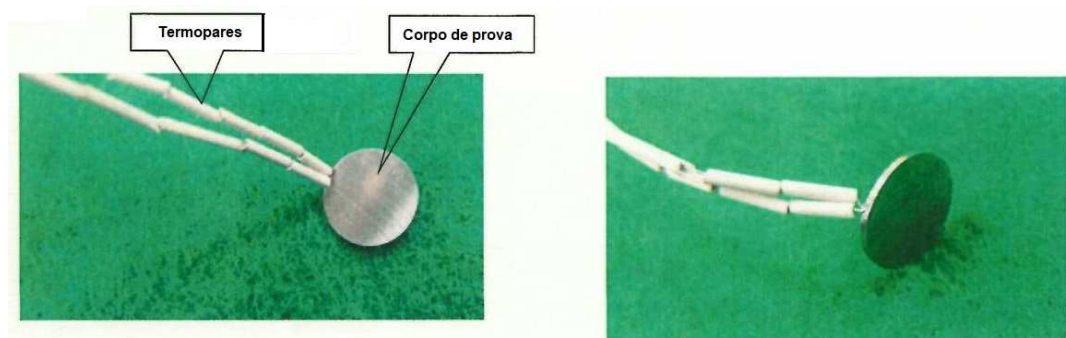


Figura 3.12 - Termopares soldados no corpo de prova: um para controle da temperatura de ensaio e o segundo para proteção de sobreaquecimento da máquina

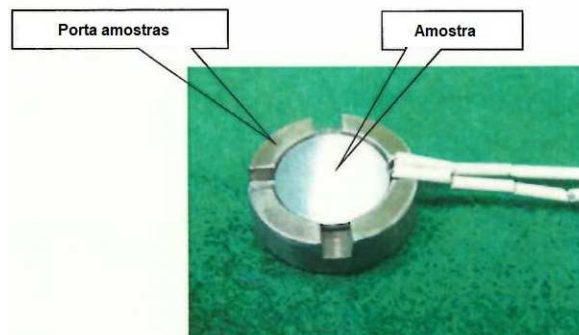


Figura 3.13 - Corpo de prova já posicionado no porta amostra

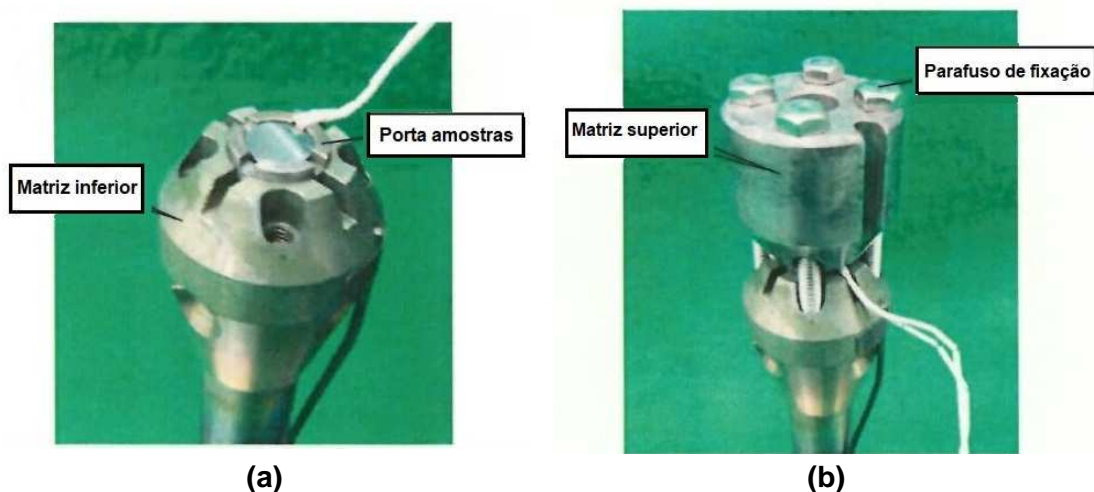


Figura 3.14 – Montagem e fixação do porta amostra e das matrizes

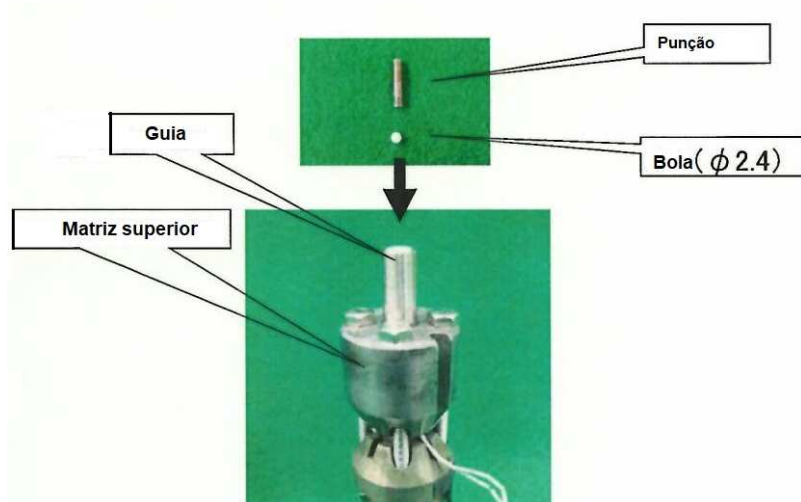


Figura 3.15 - Sequência de montagem do ensaio: inserção da esfera e do punção

A carga aplicada nos ensaios de *small punch* foi calculada com base na equivalência entre a força aplicada e a tensão dos ensaios de fluência uniaxial estabelecida pelo código de práticas CWA 15627 (2007), definida pela equação 11. No equipamento empregado nesse estudo, os valores das constantes R , r e h_0 são 2mm, 1,2mm e 0,5mm, respectivamente.

Pelo tempo reduzido para realização de ensaios em condições diferentes, optou-se por fixar a temperatura em 600°C, por ser a temperatura máxima recomendada para esse aço para longos tempos de operação. Além disso, grande parte dos trabalhos na literatura com ensaio de fluência por *small punch* utilizando o aço 2,25Cr-1Mo também emprega esta temperatura, o que contribui para análise comparativa dos resultados.

Foram realizados três ensaios com temperatura de 600°C, com as seguintes cargas: 171,4N; 190,5N e 247,5N.

3.2.4 Microscopia de luz visível

As estruturas metalográficas das amostras ensaiadas foram avaliadas segundo procedimento interno do laboratório de metalografia do Cepel, sendo utilizadas politrizes automáticas Buehler, banco ótico de platina invertida Olympus GX71 e *software* de análise de imagens Olympus Stream Motion. As amostras ensaiadas foram cortadas no sentido longitudinal, polidos e atacados quimicamente com nital 2% (solução 2% ácido nítrico em álcool etílico).

3.2.5 Simulação numérica por elementos finitos

Alguns modelos vêm sendo desenvolvidos e aplicados na tentativa de correlacionar os resultados dos ensaios uniaxiais com os do ensaio de fluência por *small punch*. Conforme mencionado anteriormente, nesse estudo, a carga aplicada nos ensaios de *small punch* foi calculada com base na equivalência entre a força aplicada e a tensão dos ensaios de fluência uniaxial estabelecida pelo código de práticas CWA 15627 (2007), que é atualmente, a referência mais utilizada para tal, apesar de não ter força de norma. HOLMSTRÖM *et al.* (2018) afirmam, entretanto, que alguns aperfeiçoamentos são necessários para se reduzir os desvios e aumentar a confiabilidade dos resultados.

Nesse contexto, utilizou-se a metodologia de elementos finitos, objetivando a análise da correlação empregada e um melhor entendimento do fenômeno de fluência no ensaio de *small punch*.

De uma forma geral, a análise pelo método de elementos finitos se divide em três partes distintas, sendo elas (ALMEIDA, 2017): o pré-processamento, processamento e pós-processamento. Na primeira etapa deve-se definir a geometria, o tipo de análise, a malha, propriedades dos materiais e condições de contorno. No processamento ou análise, define-se o tipo de análise desejada (utilizando equações lineares ou não lineares, entre outras configurações) para obter os deslocamentos nodais. Na etapa de pós-processamento são apresentados os resultados, tais como, tensões,

deslocamentos, fluxo de calor, convergência, fatores de segurança, entre outros fatores.

Para análise realizada neste estudo, utilizou-se o programa da ANSYS Workbench, versão 18.1. Adotou-se uma geometria 2D axissimétrica, empregada em análises onde as peças que compõem o modelo são simétricas em relação a um eixo, assim como as condições de contorno aplicadas. Essa geometria é a comumente utilizada na literatura para análise do ensaio de *small punch* (DYMÁČEK e MILIČKA, 2008; BLAGOEVA e HURST, 2009; PAN *et al.*, 2009; ANDRÉS e DYMÁČEK, 2016). Como vantagens na utilização de um modelo 2D axissimétrico têm-se uma considerável redução de tempo computacional e a viabilidade de se utilizar malhas uniformizadas e finas. A Figura 3.13 mostra a geometria utilizada, criada no programa ANSYS Workbench, que conta com uma interface que permite a criação de geometrias. As dimensões adotadas são as mesmas descritas no manual da máquina de ensaios utilizada neste trabalho.

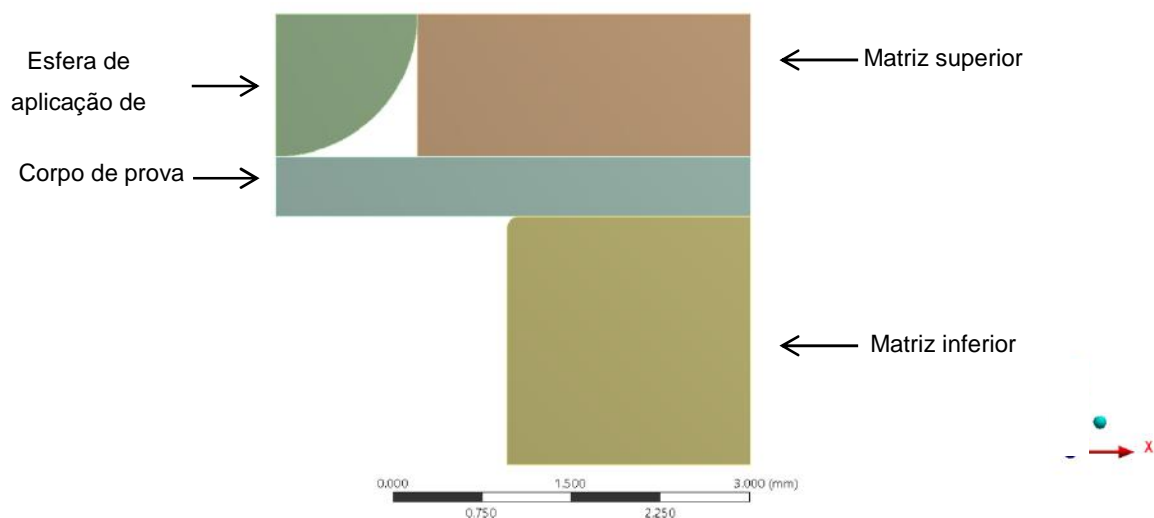


Figura 3.13 - Geometria utilizada para modelagem por elementos finitos do ensaio de fluência por *small punch*

Em relação às propriedades de plasticidade, adotou-se o modelo *bilinear isotropic hardening*, do ANSYS, que assume um comportamento linear entre o limite de escoamento e o limite de resistência à tração do material. Os coeficientes foram obtidos a partir dos valores de tensão e deformação verdadeiros.

Os contatos entre a esfera e a matriz superior, assim como entre a esfera e o corpo de prova foram definidos como ‘ausência de atrito’, quer dizer, a esfera pode se mover livremente na direção de aplicação da carga mecânica e o corpo de prova pode se deformar ao redor da mesma. Já o contato entre o corpo de prova e as matrizes foi definido como *frictional*, ou seja, leva em consideração atrito entre as partes, simulando a fixação do corpo de prova nas mesmas.

Realizou-se uma análise sobre o efeito das condições de contorno que simulam a fixação da matriz superior na máquina de *small punch*. Considerando sempre o deslocamento vertical da matriz inferior igual a zero, quatro diferentes condições de restrição foram simuladas:

- i) Restrição do movimento vertical da matriz ($Y=0$);
- ii) Aplicação de um deslocamento compressivo;
- iii) Aplicação de uma força compressiva entre as matrizes e
- iv) Simulação sem a matriz superior.

Os resultados das simulações realizadas mostraram que as condições de contorno referentes à restrição de movimento vertical (i) e deslocamento compressivo de $0,05\mu\text{m}$ (ii) apresentaram resultados praticamente idênticos e os mais próximos do resultado experimental. Assim, nesse estudo, optou-se por adotar a condição ‘i’, $Y=0$. Condições semelhantes de simulação já foram reportadas por ANDRÉS e DYMÁČEK (2016) e PAN *et al.* (2009).

Para avaliação da influência do atrito nos resultados do ensaio, realizou-se uma análise de sensibilidade do coeficiente de atrito entre a matriz e a amostra ensaiada, com relação à deflexão final da mesma. Avaliaram-se coeficientes variando entre 0,1 e 0,5.

Foi utilizada uma malha do tipo *hexa dominant*, composta por elementos hexaédricos. Para as matrizes superior e inferior, determinou-se um tamanho de elemento de 0,2mm. Para esfera de aplicação de carga, o programa determinou o tamanho de elemento, pois o mesmo estava inferior ao tamanho de elemento das matrizes superior e inferior. Para o corpo de prova, o tamanho de elemento definido foi 0,0025mm. Além disso, refinou-se a região entre o vértice da esfera de aplicação de carga e o corpo de prova, assim como do filete da matriz inferior. A Figura 3.14 apresenta a malha empregada no modelo, composta por 11.281 nós e 3.591 elementos.

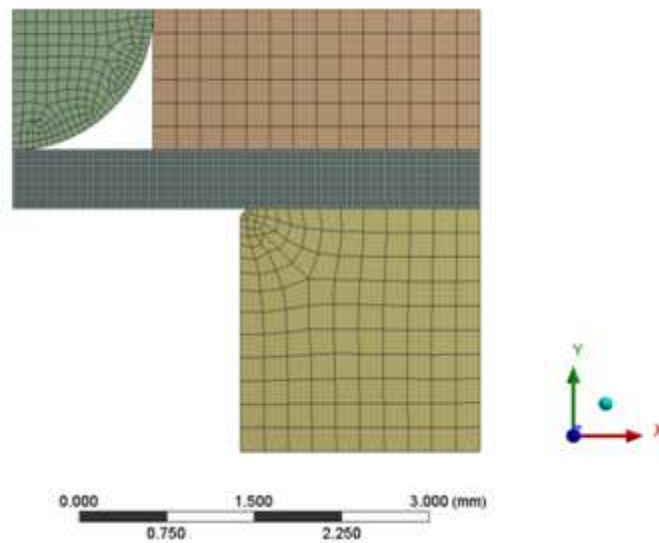


Figura 3.14 – Malha utilizada para modelagem por elementos finitos do ensaio de fluência por *small punch*.

Para essa análise, o modelo de ajuste escolhido foi o de Norton (1929), que é a função de tensão mais comumente utilizada, devido à simplicidade de cálculo. De acordo com a lei de Norton, a dependência da taxa mínima de fluência com a tensão mecânica varia conforme equação 2, citada anteriormente.

Para obtenção dos coeficientes, foram utilizados os dados dos ensaios de fluência uniaxiais realizados a 600°C, tanto para os corpos de prova convencionais quanto para os de dimensões reduzidas.

4. RESULTADOS E DISCUSSÃO

4.1 Ensaios de tração em altas temperaturas

Os resultados dos ensaios de tração em altas temperaturas para os corpos de prova convencional e de dimensões reduzidas foram apresentados na Tabela 3.3.

A análise dos resultados mostra que os dois tipos corpos de prova apresentaram boa equivalência. Comparando os valores de tensão de escoamento ($\sigma_{0,2}$) e tensão limite de resistência (σ_{LRT}), a diferença percentual média entre os resultados obtidos nos ensaios com corpos de prova convencionais e de dimensões reduzidas é de 6%. Essa diferença percentual cai para aproximadamente 2% quando se compara os valores de redução de área. Esse aspecto corrobora a expectativa de que os ensaios de fluência realizados com os corpos de prova de dimensões reduzidas representem a condição microestrutural do material.

As Figuras 4.1 e 4.2 mostram a variação da tensão limite de escoamento e da tensão limite de resistência a tração, respectivamente, com a temperatura, para cada velocidade de tração empregada, para os dois tipos de corpos de prova. Conforme mencionado anteriormente, as velocidades de ensaio foram ajustadas para que a taxa de deformação dos dois tipos de corpos de prova fossem próximas (VT convencional = $2VT$ reduzido). Mediante a análise das figuras, pode-se notar que a diminuição da temperatura acarreta em aumento do limite e escoamento e da resistência do material, comportamento já esperado para o aço 2,25Cr-1Mo. Isso ocorre em razão da maior dificuldade da movimentação das discordâncias em temperaturas mais baixas, o que requer tensões mais elevadas para promover a deformação do material. É interessante observar que as variações nos referidos parâmetros de tração são bastante similares para os dos tipos de corpos de prova, corroborando a equivalência entre os seus resultados.

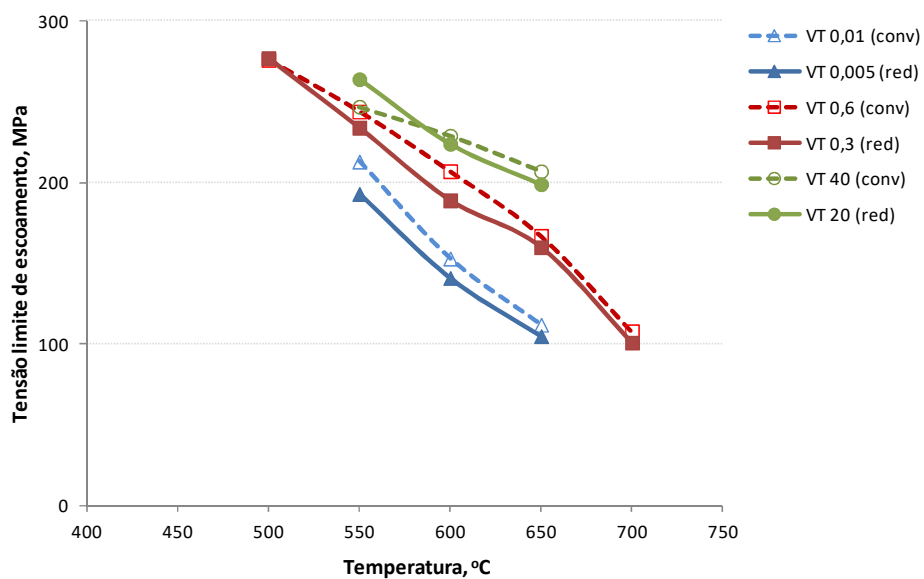


Figura 4.1 – Resultados de tensão limite de escoamento, para os dois tipos de corpos de prova.

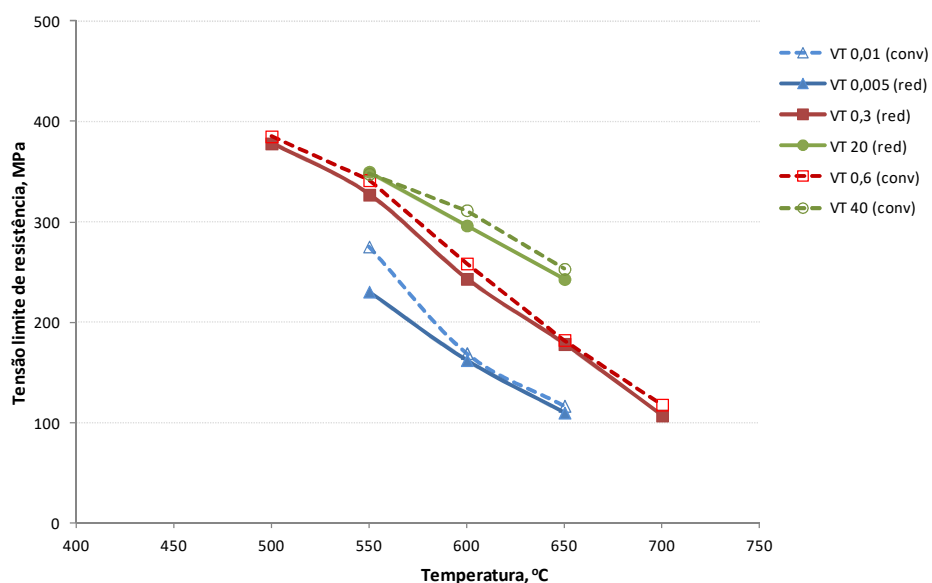


Figura 4.2 – Resultados de tensão limite de resistência a tração, para os dois tipos de corpos de prova.

Uma análise que deve ser feita na avaliação do emprego de amostras de dimensões reduzidas para avaliação mecânica do material é a influência do desalinhamento nos resultados. A literatura indica (PENNY e LECKIE, 1968) que o desalinhamento do corpo de prova pode afetar os resultados de um ensaio de tração, gerando valores de tensão de escoamento e tensão limite de resistência menores. A Figura 4.3 mostra o desenho esquemático de um corpo de prova submetido ao esforço de tração e que

está desalinhado por um ângulo θ em relação à direção de aplicação da força (uniaxial).

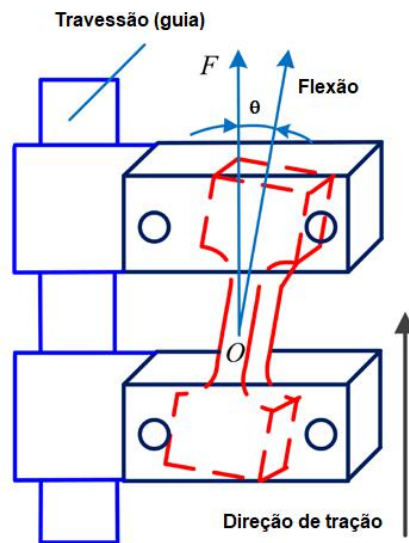


Figura 4.3 – Corpo de prova submetido a uma carga F de tração, desalinhado por um ângulo θ em relação à direção de aplicação da carga. Adaptado de Ma *et al.* (2014).

A tensão na superfície de um sólido de seção circular (corpo de prova) sujeito à flexão é dada pela equação 15 (SHIGLEY, 1986; SHAMES, 1983).

$$\sigma_F = \frac{32M}{\pi d^3} \quad (15)$$

Onde

σ_F : tensão de flexão

M : momento de flexão na seção do corpo de prova

d : diâmetro do corpo de prova

O momento de flexão M , componente da força F na direção do desalinhamento θ , é dado por:

$$M = F \times \sin \theta \times l_0 \quad (16)$$

onde l_0 é o comprimento inicial do corpo de prova de tração. A equação 15 pode então ser reescrita por:

$$\sigma_F = \frac{32 \times F \times \sin \theta \times l_0}{\pi d^3} \quad (17)$$

A equação 17 calcula a tensão de flexão resultante de um desalinhamento do corpo de prova por um ângulo θ em relação à direção de aplicação da força F .

A Tabela 4.1 mostra os resultados calculados referentes aos valores de tensão de flexão (σ_F) considerando o ângulo de desalinhamento θ variando entre 0° e $0,1^\circ$. O valor da carga F foi calculado a partir dos valores de tensão de escoamento ($\sigma_{0,2}$).

Tabela 4.1 – Valores de tensão de flexão devido ao desalinhamento do corpo de prova

Corpo de prova CONVENCIONAL											
$\sigma_{0,2}$ (MPa)	276	247	244	213	229	207	153	207	167	112	108
Desalinhamento (graus)	σ_F (MPa)	σ_F (MPa)	σ_F (MPa)	σ_F (MPa)	σ_F (MPa)	σ_F (MPa)	σ_F (MPa)	σ_F (MPa)	σ_F (MPa)	σ_F (MPa)	σ_F (MPa)
0	0,0	0,0	0,0	0,0	0,0	0,0	0,0	0,0	0,0	0,0	0,0
0,01	1,5	1,4	1,4	1,2	1,3	1,2	0,9	1,2	0,9	0,6	0,6
0,02	3,1	2,8	2,7	2,4	2,6	2,3	1,7	2,3	1,9	1,3	1,2
0,03	4,6	4,1	4,1	3,6	3,8	3,5	2,6	3,5	2,8	1,9	1,8
0,04	6,2	5,5	5,5	4,8	5,1	4,6	3,4	4,6	3,7	2,5	2,4
0,05	7,7	6,9	6,8	5,9	6,4	5,8	4,3	5,8	4,7	3,1	3,0
0,06	9,2	8,3	8,2	7,1	7,7	6,9	5,1	6,9	5,6	3,8	3,6
0,07	10,8	9,7	9,5	8,3	9,0	8,1	6,0	8,1	6,5	4,4	4,2
0,08	12,3	11,0	10,9	9,5	10,2	9,2	6,8	9,2	7,5	5,0	4,8
0,09	13,9	12,4	12,3	10,7	11,5	10,4	7,7	10,4	8,4	5,6	5,4
0,1	15,4	13,8	13,6	11,9	12,8	11,6	8,5	11,6	9,3	6,3	6,0
Corpo de prova REDUZIDO											
$\sigma_{0,2}$ (MPa)	277	264	234	193	224	189	141	199	160	105	101
Desalinhamento (graus)	σ_F (MPa)	σ_F (MPa)	σ_F (MPa)	σ_F (MPa)	σ_F (MPa)	σ_F (MPa)	σ_F (MPa)	σ_F (MPa)	σ_F (MPa)	σ_F (MPa)	σ_F (MPa)
0	0,0	0,0	0,0	0,0	0,0	0,0	0,0	0,0	0,0	0,0	0,0
0,01	1,5	1,5	1,3	1,1	1,3	1,1	0,8	1,1	0,9	0,6	1,5
0,02	3,1	2,9	2,6	2,2	2,5	2,1	1,6	2,2	1,8	1,2	2,9
0,03	4,6	4,4	3,9	3,2	3,8	3,2	2,4	3,3	2,7	1,8	4,4
0,04	6,2	5,9	5,2	4,3	5,0	4,2	3,1	4,4	3,6	2,3	5,9
0,05	7,7	7,4	6,5	5,4	6,3	5,3	3,9	5,6	4,5	2,9	7,4
0,06	9,3	8,8	7,8	6,5	7,5	6,3	4,7	6,7	5,4	3,5	8,8
0,07	10,8	10,3	9,1	7,5	8,8	7,4	5,5	7,8	6,3	4,1	10,3
0,08	12,4	11,8	10,5	8,6	10,0	8,4	6,3	8,9	7,1	4,7	11,8
0,09	13,9	13,3	11,8	9,7	11,3	9,5	7,1	10,0	8,0	5,3	13,3
0,1	15,5	14,7	13,1	10,8	12,5	10,6	7,9	11,1	8,9	5,9	14,7

A análise dos dados da Tabela 4.1 mostra que um desalinhamento de 0,1 grau pode causar, tanto no corpo de prova convencional quanto no de dimensões reduzidas, uma tensão de flexão com valores de aproximadamente 6% o valor da tensão limite de escoamento obtido nos ensaios. Este valor de incerteza gerado pelo desalinhamento de 0,1 grau está na mesma ordem de grandeza da diferença percentual entre os valores de tensão limite de escoamento resultantes dos ensaios nos dois tipos de corpos de prova. Essa análise mostra que, desde que se garanta um alinhamento experimental menor que 0,1 grau, os ensaios de tração em elevadas temperaturas com corpos de prova de dimensões reduzidas realizados neste estudo podem substituir satisfatoriamente os ensaios convencionais.

A norma ASTM E-1012 (2005), que trata das práticas de verificação do alinhamento em ensaios de tração não atribui valores máximos permitidos. O desalinhamento é avaliado como um valor percentual de flexão sobre a carga de tração que o corpo de prova está sujeito. Segundo a norma, a análise desse percentual e sua influência nos resultados de tração obtidos devem ser feita em acordo com o fabricante do material e o laboratório de ensaio.

Um fato que chama atenção é que, com exceção de uma condição de ensaio, o valor da tensão limite de resistência (σ_{LRT}) foi sempre maior nos ensaios com corpo de prova convencional quando comparado aos resultados dos corpos de prova de dimensões reduzidas. A diferença, embora pequena, é sistemática e suscita uma discussão. Os efeitos da oxidação – mais efetivos no corpo de prova reduzido devido à sua menor seção resistente, teriam uma influência limitada, uma vez que em ensaios de tração a quente pouca oxidação ocorre nas amostras. Além disso, os mesmos foram realizados em atmosfera de vácuo, inibindo ainda mais qualquer efeito deletério da oxidação nos resultados.

Esse resultado pode se tratar de um efeito devido à maior susceptibilidade de encruamento (*strain hardness*) que a amostra convencional apresenta em relação à amostra de tamanho reduzido. Conforme mostra a Figura 3.5, o corpo de prova convencional tem uma área de seção transversal de aproximadamente 30mm²; mais de 4 vezes a área transversal da amostra reduzida, que é de cerca de 7mm². Como os corpos de prova foram confeccionados do mesmo material, possuem o mesmo tamanho de grão, a amostra convencional possui maior área de contornos de grãos em sua seção resistente, que serviriam de barreiras à movimentação das discordâncias durante a deformação, resultando em uma maior resistência, quando comparada à amostra de tamanho reduzido.

O parâmetro ‘tempo para se atingir a tensão limite de resistência’ (t_{LRT}), também foi sempre maior nos corpos de prova convencionais. Esse fato é uma consequência dos valores de σ_{LRT} terem sido

maiores também para os corpos de convencionais. Isso reflete no cálculo do parâmetro de Larson-Miller, que, mesmo utilizando o t_{LRT} (logaritmo dele, na verdade) na sua determinação, apresentou diferenças muito pequenas, menores de 1% entre os dois tipos de corpos de prova, sendo sempre maior para os corpos de prova convencionais. O cálculo foi feito utilizando os polinômios ajustados (Figuras 3.6 e 3.7). A Figura 4.4 apresenta o gráfico da variação da tensão com o parâmetro de Larson-Miller dos corpos de prova convencional e de dimensões reduzidas. Empregou-se o valor da constante $C=30$, valor normalmente empregado para o aço 2,25Cr-1Mo.

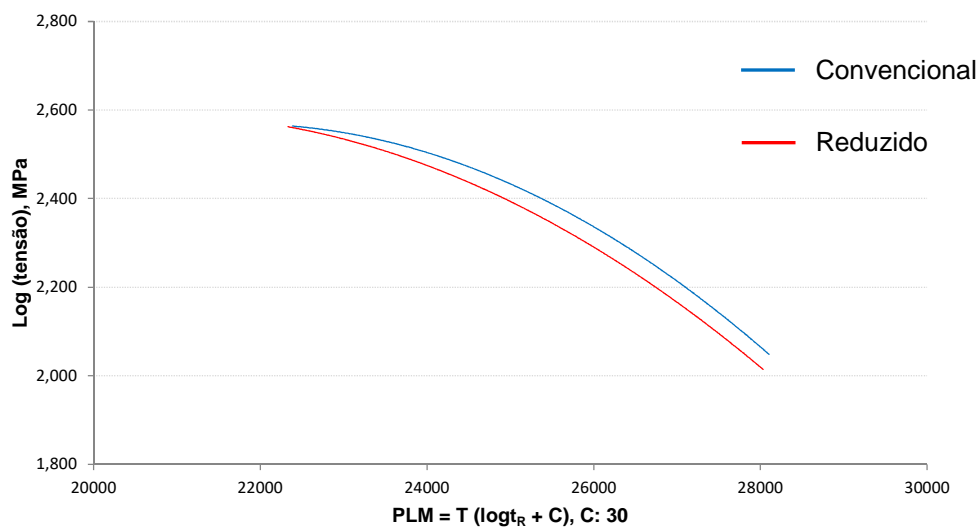


Figura 4.4 – Variação da tensão com o parâmetro de Larson-Miller, para os corpos de prova convencional e de dimensões reduzidas.

4.2 Ensaio de fluência uniaxial

A Tabela 4.2 apresenta os resultados dos ensaios de fluência uniaxial tanto para os corpos de prova convencionais quanto para os de dimensões reduzidas.

Tabela 4.2 – Resultados dos ensaios de fluência uniaxial

CP nº	Temp (°C)	Tensão (MPa)	T _r (h)	Alongamento na fratura (%)	Redução de área (%)	Taxa min fluência (%/h)
TR/38	550	145	2767,91	29,4	83,0	0,0026
TP/35	550	145	2654,61	26,2	81,3	0,0016
TR/13	550	175	421,79	34,0	82,9	0,0180
TP/13	550	175	456,68	27,9	80,5	0,0130
TR/25	550	200	105,80	36,9	79,1	0,0656
TP/23	550	200	51,97	33,1	85,9	0,1175
TR/12	575	160	226,43	40,1	83,5	0,0424
TP/12	575	160	144,45	31,9	83,6	0,0559
TR/39	600	90	3151,6	42,5	91,5	0,0016
TP/36	600	90	2182,27	27,0	81,9	0,0019
TR/21	600	100	1406,02	36,5	86,5	0,0047
TP/24	600	100	1121,81	34,0	89,6	0,0057
TR/29	600	130	136,10	48,5	92,2	0,0802
TP/17	600	130	166,05	26,3	83,0	0,0521
TR/27	600	175	18,71	47,7	91,0	0,7724
TP/25	600	175	4,72	27,7	87,5	2,5151
TR/24	625	100	285,12	37,7	87,9	0,0156
TP/22	625	100	245,90	37,2	90,1	0,0333
TR/17	625	130	15,12	39,1	89,4	0,6957
TP/16	625	130	21,80	34,0	89,5	0,4739
TR/40	650	40	3327,18	39,4	91,0	0,0011
TP/37	650	40	2773,09	26,6	90,9	0,0007
TR/19	650	100	38,20	33,0	89,6	0,2185
TP/18	650	100	14,82	33,5	91,4	0,5898
TR/15	650	130	3,09	50,6	85,8	4,0959
TP/26	650	130	1,83	42,3	92,9	7,9923

A Figura 4.5 apresenta o gráfico dos dados de log (tempo de ruptura) em função do inverso da temperatura, para os dois tipos de corpos de prova. O valor médio de convergência correspondente a constante C do parâmetro de Larson-Miller pôde ser determinado pela interseção com o eixo y, através das equações das linhas de tendência apresentadas, e é igual a 28,7. Valores otimizados da constante C para o aço 2,25Cr-1Mo podem variar entre 20 e 40, dependendo da condição do material (VISWANATHAN, 1989). Nota-se que apenas as tensões de 100, 130 e 175 MPa puderam ser empregadas, já que são as únicas que possuem diferentes temperaturas de ensaios. A Figura 4.6 apresenta uma ampliação da região central da figura anterior, facilitando a distinção dos pontos avaliados.

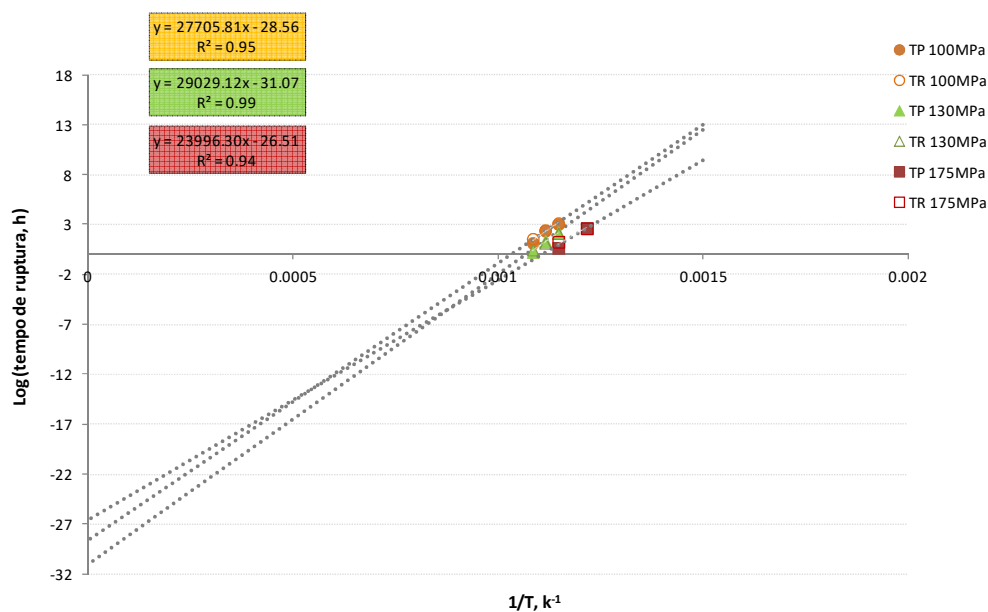


Figura 4.5 – Linhas de isotensão, mostrando a variação do tempo de ruptura com o inverso da temperatura, para os dois tipos de corpos de prova.

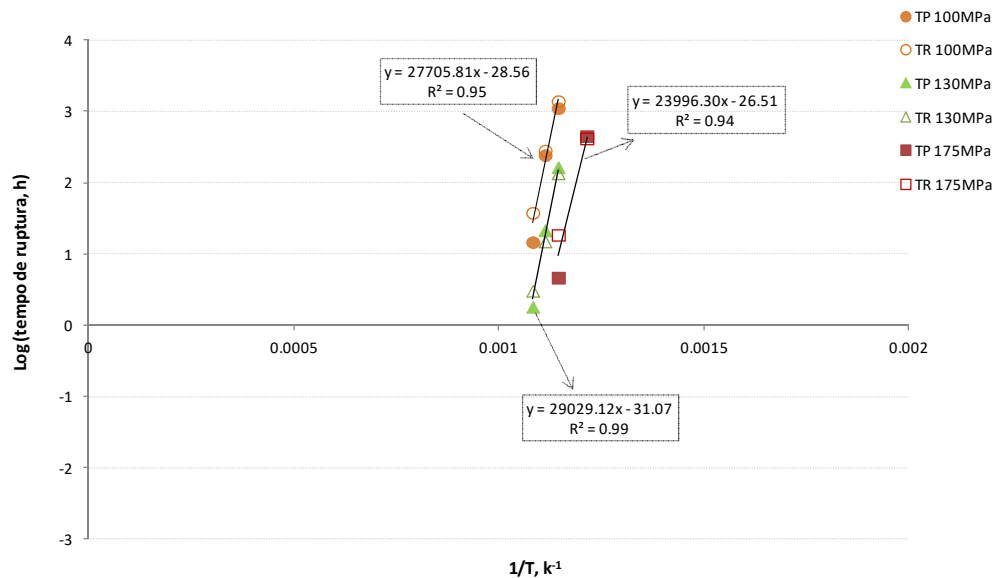


Figura 4.6 – Ampliação da região central - linhas de isotensão, mostrando a variação do tempo de ruptura com o inverso da temperatura, para os dois tipos de corpos de prova.

A Figura 4.7 mostra comparativamente a variação dos parâmetros ‘redução de área’, ‘alongamento na fratura’ e ‘tensão’ *versus* o parâmetro de Larson-Miller dos corpos de prova convencionais e de dimensões reduzidas.

Como pode ser observado, os dois tipos de corpos de prova têm comportamentos similares, apresentando boa concordância nos resultados.

O ponto no qual a ruptura ocorre é caracterizado por dois parâmetros, o tempo de ruptura e o alongamento, conforme mostram a Tabela 4.2 e a Figura 4.7. Analisando os resultados dos dois tipos de corpos de prova, observa-se que eles seguem a clássica tendência em que maiores carregamentos e maiores temperaturas levam a menores tempos de ruptura.

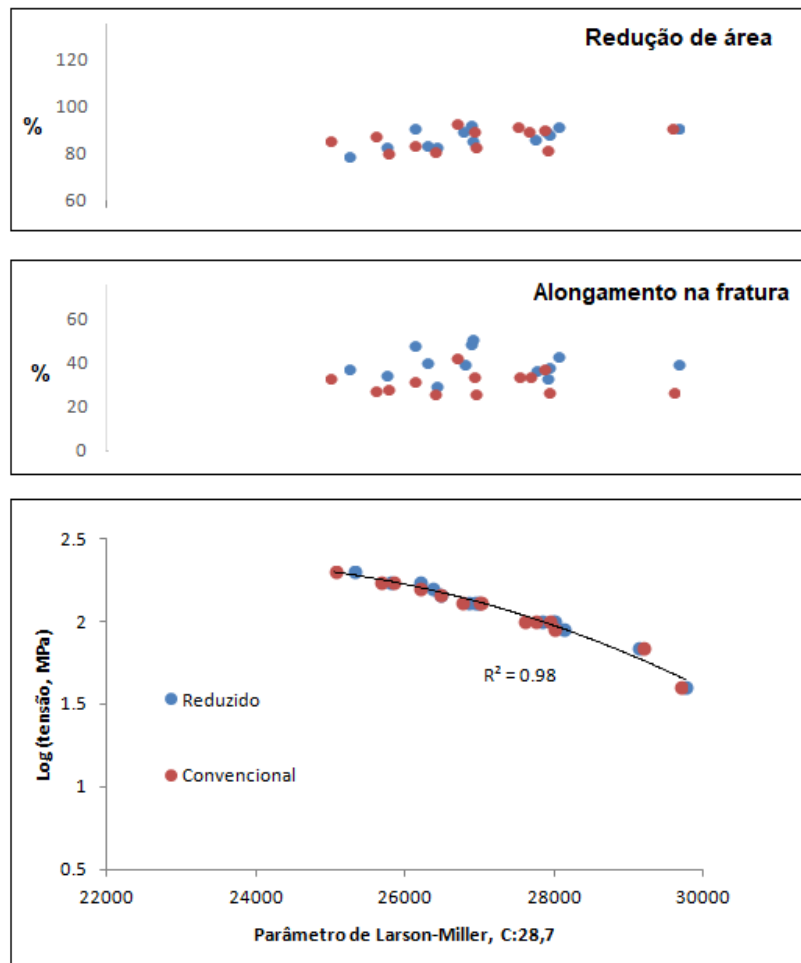


Figura 4.7 – Dados de ruptura por fluência dos corpo de prova convencional e de dimensões reduzidas: tensão, alongamento na fratura e redução de área.

A Figura 4.8 mostra a relação entre o tempo de ruptura e a taxa mínima de fluência dos ensaios, também conhecida como relação de Monkman e Grant (1956), descrita na equação 3, tanto para os corpos de prova convencionais quanto para os de dimensões reduzidas. O ajuste linear desses dados permitiu com segurança determinar o valor da constante $m = 1,1$. Esse valor está de acordo com a literatura para o aço 2,25Cr-1Mo (RAY *et al.*, 2007, SONG *et al.*, 2010, SANTOS *et al.*, 2018).

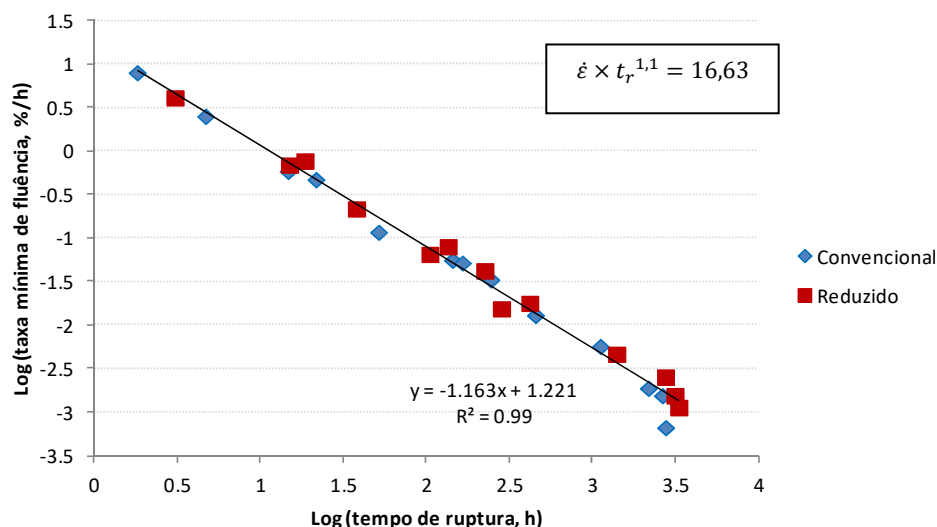


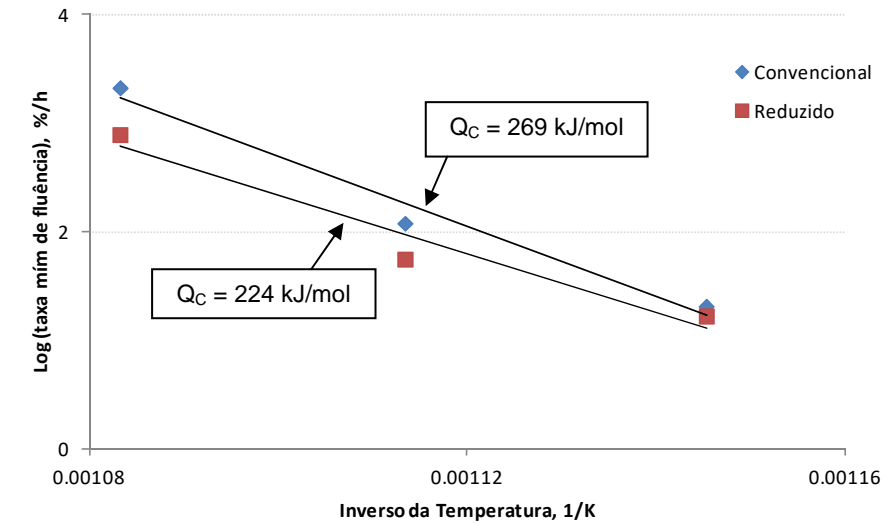
Figura 4.8 – Relação entre o tempo de ruptura e a taxa mínima de fluência (relação de Monkman-Grant) entre os diferentes tipos de corpos de prova. O valor da constante $m = 1,1$ está de acordo com o previsto para o aço 2,25Cr-1Mo

De acordo com a lei de Norton (1929), a dependência da taxa mínima de fluência com a tensão ou temperatura aplicada pode ser expressa conforme equação 2, descrita anteriormente. Os dados de fluência deste estudo envolvem diferentes níveis de temperatura/tensão, permitindo a determinação dos valores de n e Q_C da Lei de Norton.

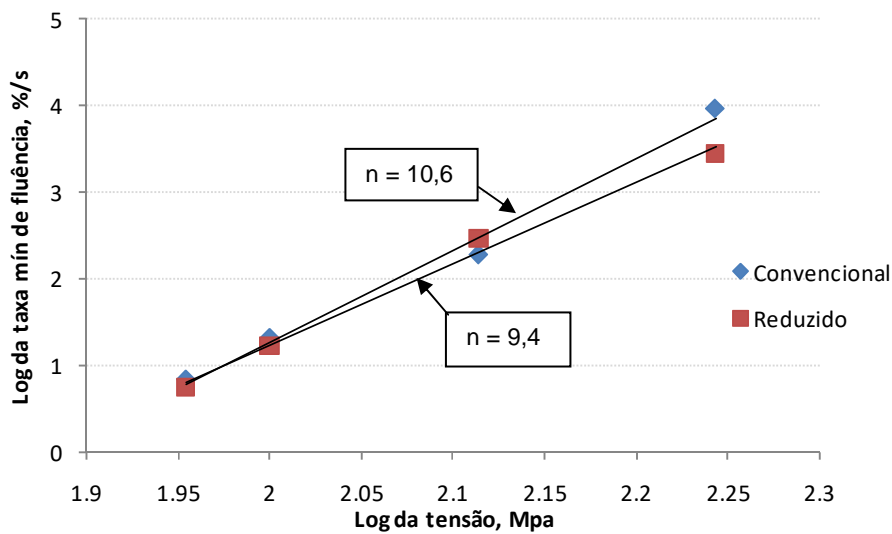
Os resultados são apresentados na Figura 4.9 em uma comparação direta entre os resultados dos corpos de prova de dimensões reduzidas e os convencionais em condições de ensaios similares. Na Figura 4.9a, os diferentes valores da taxa mínima de fluência medidos a 100 MPa são plotados em função do inverso da temperatura de ensaio (600, 625 e 650 °C). O ajuste linear dos dados resultantes dos ensaios realizados mostrou resultados muito próximos; $Q_C = 269$ kJ/mol para os corpos de prova convencionais e $Q_C = 224$ kJ/mol para os de dimensões reduzidas. Esses valores estão dentro da faixa de dispersão encontrada para o aço 2,25Cr-1Mo, que varia entre 100 e 350 kJ/mol (WHITTAKER e WILSHIRE, 2011; NIMS Creep Data Sheet nº 3B, 1986). O paralelismo entre as retas de ajuste corrobora a similaridade no comportamento em fluência das duas amostras ensaiadas.

A Figura 4.9b mostra o logaritmo da taxa mínima de fluência medida à 600°C plotado em função do logaritmo das tensões de ensaio 90, 100, 130 e 175 MPa e, conforme esperado, apresentam uma dependência linear, com pouco espalhamento, para os dois tipos de corpos de prova. Os valores do expoente n estão dentro da faixa de dispersão encontrada para o aço 2,25Cr-1Mo, que varia entre 2,5 e 12 (ASM Metals Handbook, 2000, WHITTAKER e WILSHIRE, 2011). Conforme pode ser verificado, para ambos os tipos de corpos de prova, a inclinação da reta (valor de n) se

manteve constante no intervalo de tensões avaliado, indicando que o modo de fratura foi o mesmo.



(a)



(b)

Figura 4.9 – Comportamento em fluência para as amostras convencionais e reduzidas. Comparação entre os valores de energia de ativação Q_C (a) e do expoente de tensão n (b).

4.3 Ensaio de fluência por *small punch*

4.3.1. Definição dos carregamentos de ensaios

Conforme mencionado anteriormente, os ensaios de fluência por *small punch* foram realizados a temperatura de 600°C. Conforme mostra a Tabela 4.2, a essa temperatura foram realizados ensaios de fluência uniaxial com tensões de 90MPa, 100MPa, 130MPa e 175MPa. Para determinação da carga equivalente dos ensaios de *small punch*, de acordo a equação 11 definida pelo código CWA 15627 (2007), o valor do fator de correlação k_{SP} deve ser determinado de forma empírica, para cada material ensaiado. Quando o valor de k_{SP} for desconhecido, realiza-se o primeiro ensaio com $k_{SP} = 1$ e uma série de no mínimo 5 testes em uma mesma temperatura, de forma a avaliar o valor de k_{SP} através da comparação com a tensão do ensaio uniaxial.

No presente estudo, optou-se por buscar na literatura outras correlações tensão (ensaio uniaxial) *versus* carga (*small punch*), empregadas de forma satisfatória para o aço 2,25Cr-1Mo, a 600°C. A intenção é, além de se obter um valor otimizado de k_{SP} , também avaliar o emprego da correlação estabelecida pelo código de práticas CWA 15627 (2007).

A Tabela 4.3 reúne os valores de cargas para o ensaio de *small punch* calculadas a partir das correlações propostas na literatura e citadas anteriormente, equivalentes às tensões aplicadas nos ensaios de fluência a 600°C neste trabalho. Os valores obtidos também estão apresentados em forma de gráfico carga *versus* tensão, Figura 4.10. Nota-se a inclusão de mais uma valor de tensão, igual a 111,2 MPa, obtido a partir da curva de Larson-Miller, apresentada na Figura 4.7. A definição dessa tensão tomou como base um tempo de ruptura de 500 horas.

Tabela 4.3 - Cargas equivalentes para ensaio de *small punch* para as tensões nominais empregadas nos ensaios uniaxiais deste estudo (600°C)

Tensão nominal ensaio uniaxial (Mpa)	Carga aplicada no ensaio de <i>small punch</i> (N)		
	HYDE (2010)	DI PERSIO (2004)	KOBAYASHI (2012)
90	175,8	158,4	189,0
100	195,3	176,0	210,0
111,2*	217,2	195,7	233,5
130	253,9	228,8	273,0
175	341,8	308,0	367,5

*Tensão definida a partir da curva de Larson-Miller.

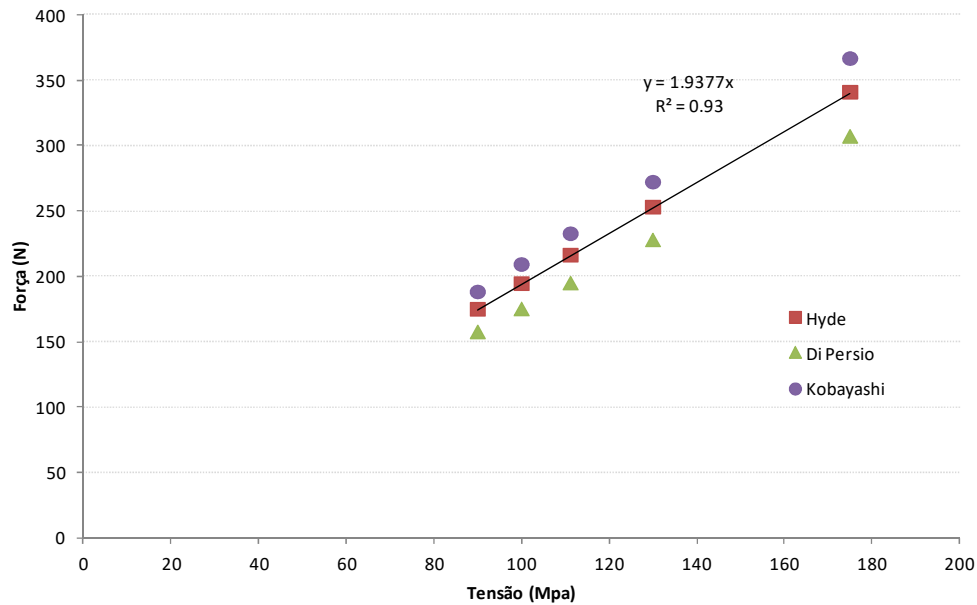


Figura 4.10 - Gráfico carga versus tensão obtido com as correlações da literatura para o aço 2,25Cr-1Mo

Os dados da Figura 4.10 foram submetidos a uma análise de tendência linear, na qual se obteve a relação ($R^2=0,93$):

$$\frac{F}{\sigma} = 1,9377mm^2 \quad (18)$$

A equação 18 pode ser definida como uma relação otimizada das correlações utilizadas com sucesso na literatura, entre a carga aplicada no ensaio de *small punch* e a tensão nominal de ensaios de fluência uniaxial para o aço 2,25Cr-1Mo a 600°C. A combinação das equações (13) e (18) e, considerando ensaio com amostra fixa (-20%, conforme CWA 15327), resulta em um fator de correlação $k_{SP} = 1,32$. Essa será o valor do fator de correlação utilizado nos ensaios na seção 4.3.2, e está de acordo com valores propostos por outros autores para o mesmo material (HURST E MATOCHA, 2014; ANDRÉS e DYMÁCEK, 2016).

Os valores das cargas equivalentes utilizadas neste estudo estão apresentados na Tabela 4.4.

Tabela 4.4 - Carregamentos aplicados nos ensaios de fluência por *small punch*, T: 600°C

Tensão nominal, ensaio uniaxial (MPa)	CP	Carga aplicada no ensaio de <i>small punch</i> (N) $k_{SP}=1,32$
90	SPT171	171,4
100	SPT190	190,5
111*	SPT215	215,5
130	SPT247	247,5

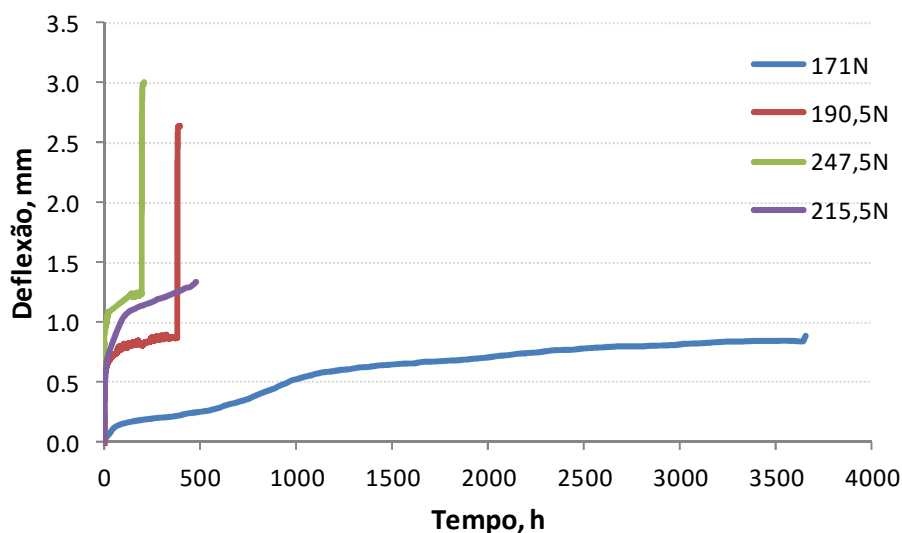
**Tensão determinada a partir da curva de Larson-Miller*

4.3.2. Resultados dos ensaios de fluência por *small punch*

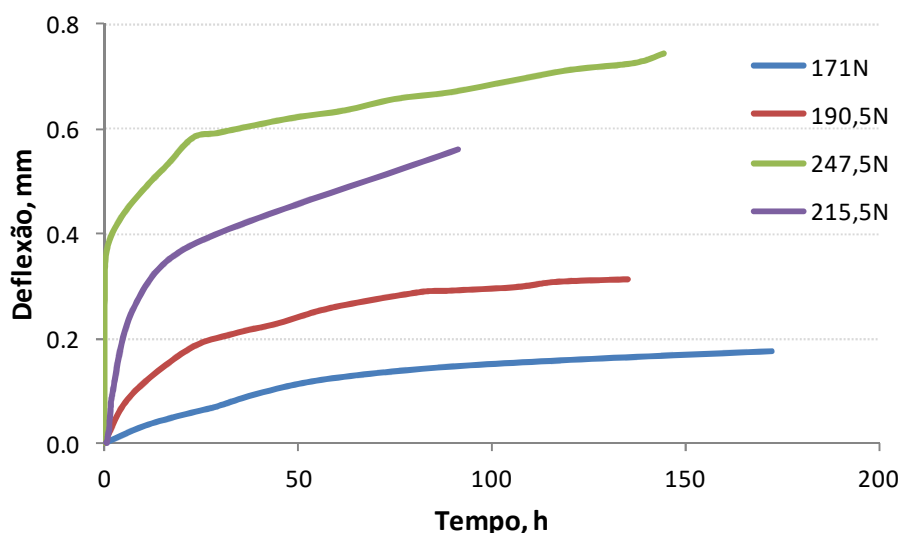
A Tabela 4.5 apresenta os resultados obtidos pelos ensaios de fluência por *small punch*. As curvas para as diferentes tensões de ensaio estão apresentadas na Figura 4.11. A Figura 4.11b apresenta um detalhe das curvas, para tempos mais curtos de ensaio.

Tabela 4.5 – Resultados dos ensaios de fluência por *small punch*

CP	Temperatura (°C)	Carga (N)	Tempo ruptura (h)	Taxa min deflexão (mm/h)
SPT171	600	171,4	3655,0	0,000102
SPT190	600	190,5	1504,8	0,000159
SPT215	600	215,5	476,06	0,005971
SPT247	600	247,5	208,8	0,001255



(a)



(b)

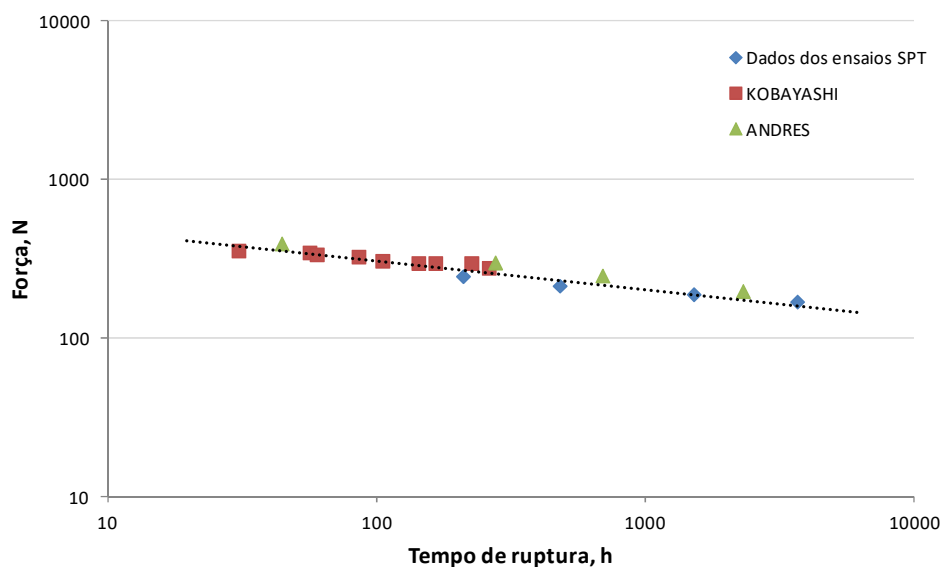
Figura 4.11 – (a) Curvas dos ensaios de fluência por *small punch* realizados a 600°C, com cargas de 171,4N, 190,5, 215,5N e 247,5N; (b) detalhe para tempos de ensaios mais curtos.

Como pode ser observado, nas curvas de deflexão central da amostra *versus* o tempo dos ensaios podem ser identificados os três estágios típicos de uma curva de fluência convencional: primário, secundário e terciário. A fluência primária é caracterizada por uma diminuição da taxa de fluência. Na fluência secundária a taxa passa a ser constante e aumenta no estágio terciário, até a ruptura. A Figura mostra ainda que, o tamanho do estágio secundário e o tempo de ruptura diminuem com o aumento do carregamento. Em outras palavras, quando a carga aplicada diminui, a extensão do estágio secundário se prolonga até a ruptura da amostra, a expensas do estágio terciário, situação que caracteriza a curva do ensaio com carga de 171,4N. Esse comportamento

tem sido reportado em ensaios de fluência por *small punch* para diferentes tipos de aço, incluindo o 2,25Cr-1Mo (DI PERSIO *et al.*, 2004; BLAGOEVA e HURST, 2009; HOU *et al.*, 2013; ZHENG *et al.*, 2017).

Cabe ressaltar, que, apesar do comportamento semelhante ao esperado em ensaios de fluência uniaxial, na realidade, a natureza da deformação no ensaio de *small punch* é consideravelmente diferente. O período de fluência primária representa o período de flexão elástica da amostra. Isso leva ao aparecimento da deformação plástica e a tensão de membrana na condição de carregamento biaxial, coincidindo com a fluência secundária. A deformação, então, continua até ocorrer uma redução localizada de espessura da amostra, antes de acelerar até a falha, semelhante à fluência terciária. Esse comportamento contrasta com o observado na fluência uniaxial, onde o corpo de prova simplesmente alonga sob a tensão aplicada (LANCASTER e JEFFS, 2018).

A Figura 4.12 apresenta os dados de carga *versus* tempo de ruptura dos ensaios realizados. A título de comparação, estão apresentados também dados de ensaios de fluência por *small punch* realizados a 600°C com o aço 2,25Cr-1Mo da literatura, mostrando boa concordância dos resultados.



amostras evidencia a penetração da esfera. As amostras apresentam oxidação superficial moderada, em concordância com outros trabalhos com ensaios de fluência por *small punch* em atmosfera de argônio em aço Cr-Mo (ORTIZ-MARISCAL *et al.*, 2018, HOLMSTRÖM *et al.*, 2018).

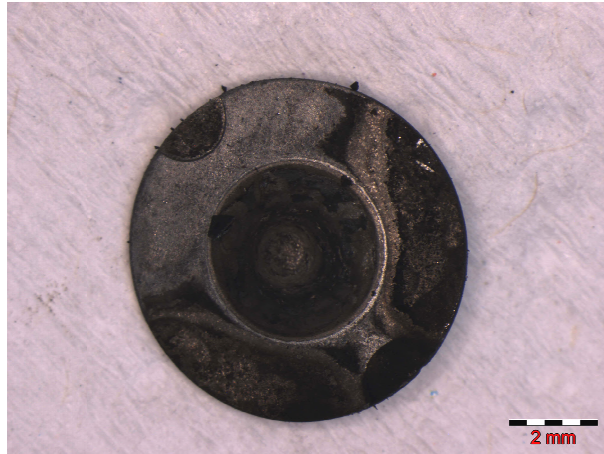


Figura 4.13 – Amostra submetida ao ensaio de fluência por *small punch*, com carga de 171,4N e temperatura de 600°C.

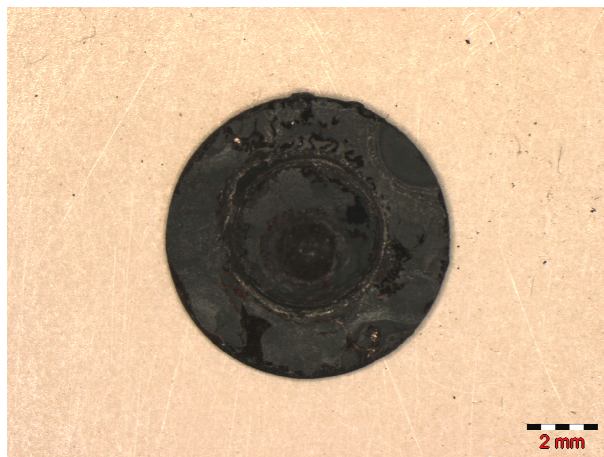


Figura 4.14 – Amostra submetida ao ensaio de fluência por *small punch*, com carga de 190,5N e temperatura de 600°C.



Figura 4.15 – Amostra submetida ao ensaio de fluência por *small punch*, com carga de 215,5N e temperatura de 600°C.

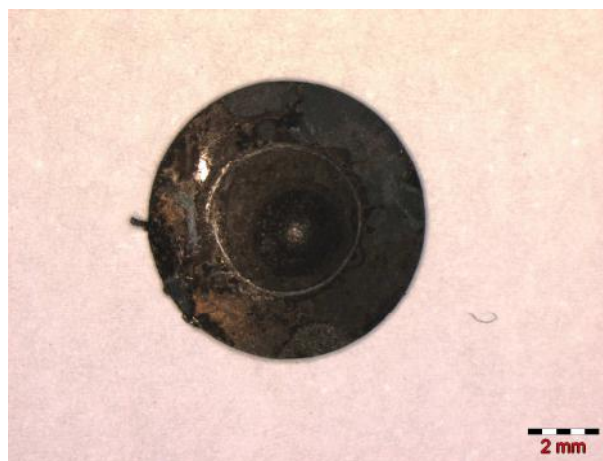
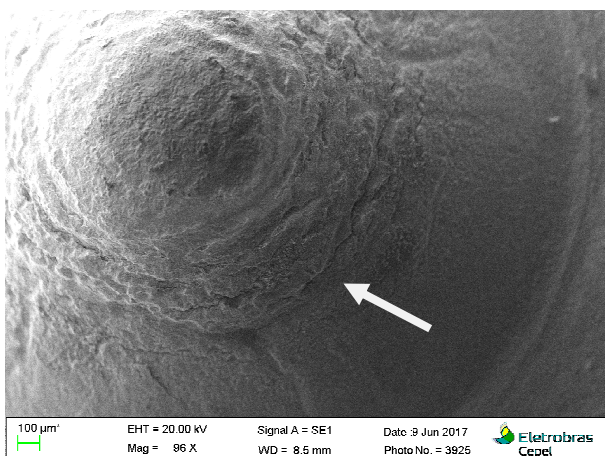
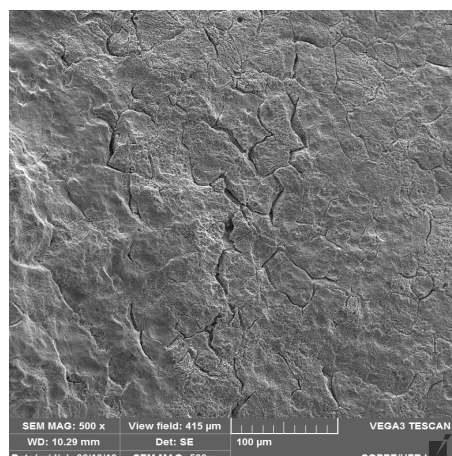


Figura 4.16 – Amostra submetida ao ensaio de fluência por *small punch*, com carga de 247,5N e temperatura de 600°C.

A análise das amostras por microscopia eletrônica de varredura em baixo aumento evidenciou um aspecto característico ao ensaio de *small punch*: a região mais crítica, àquela sujeita aos maiores níveis de tensão, é a região limite de contato entre a esfera (punção) e a amostra. A Figura 4.17, mostra uma imagem da amostra ensaiada a 171,4N, onde é possível ver a presença das trincas nessa região. Esse resultado também já foi relatado por DYMÁČEK e MILIČKA (2008); FUJIOKA *et al.* (2010) e CACCIAPUOTI e McCARTNEY (2016).



(a)



(b)

Figura 4.17 – Análise por MEV da amostra ensaiada a 171,4N, mostrando a região submetida à maior tensão no ensaio. As setas indicam a presença das trincas.

4.3.3. Comparação entre os resultados dos ensaios de fluência uniaxial e *small punch*

A Tabela 4.6 apresenta, de forma comparativa, os resultados dos ensaios de fluência uniaxial – corpo de prova convencional e de dimensões reduzidas – e os de fluência por *small punch* equivalente.

Tabela 4.6 – Resultados dos ensaios de fluência por *small punch* e ensaios uniaxiais

CP	Temp (°C)	Carga / Tensão	Tempo ruptura (h)	Taxa mínima
SPT171	600	171,4 N	3655,0	0,000102 (mm/h)
TR/39		90MPa	3151,6	0,001565 (%/h)
TP/36		90MPa	2182,3	0,001899 (%/h)
SPT190	600	190,5 N	1504,8	0,000159 (mm/h)
TR/21		100MPa	1406,0	0,004666 (%/h)
TP/24		100MPa	1121,8	0,005731 (%/h)
SPT215	600	215,5N	478,2	0,000597
--		111,2MPa*	500,0	--
--		111,2MPa*	500,0	--
SPT247	600	247,5 N	208,8	0,001255 (mm/h)
TR/29		130MPa	136,1	0,080162 (%/h)
TP/17		130MPa	166,1	0,052145 (%/h)

*Tensão determinada a partir da curva de Larson-Miller

As Figuras 4.18 a 4.20 mostram, no mesmo gráfico, as curvas dos ensaios de *small punch* junto com a curva do ensaio uniaxial equivalente, para análise comparativa. Conforme pode ser observado, a forma das curvas de fluência por *small punch* varia em função da carga aplicada de

maneira similar às curvas dos ensaios uniaxiais. De maneira análoga, os tempos de ruptura aumentam com a diminuição da carga/tensão aplicada.

A análise das curvas dos ensaios permite a avaliação de parâmetros análogos para os dois tipos de testes:

- Estágios primários com diminuição da taxa de deformação ou deflexão;
- Estágios com taxa mínima de deformação $\dot{\epsilon}$ ou taxa de deflexão $\dot{\delta}$;
- Tempo de ruptura ou ruptura do disco t_r e
- Dutilidade ou deflexão total.

Em princípio, o único parâmetro diretamente comparável entre os dois ensaios é o tempo de ruptura, já que os demais parâmetros correspondentes têm dimensões físicas diferentes, como por exemplo, taxa mínima de fluência (%/h) e taxa mínima de deflexão (mm/h). Assim, apenas o tempo de ruptura pode ser usado como uma referência quantitativa na avaliação da relação entre os resultados dos ensaios de fluência uniaxial e *small punch*.

Conforme pode ser observado nas Figuras e na Tabela 4.6, os tempos de ruptura apresentaram boa concordância, considerando a dispersão inerente ao ensaio de fluência, e estão na mesma ordem de grandeza que os resultados dos ensaios com carregamento uniaxial, para os dois tipos de corpos de prova.

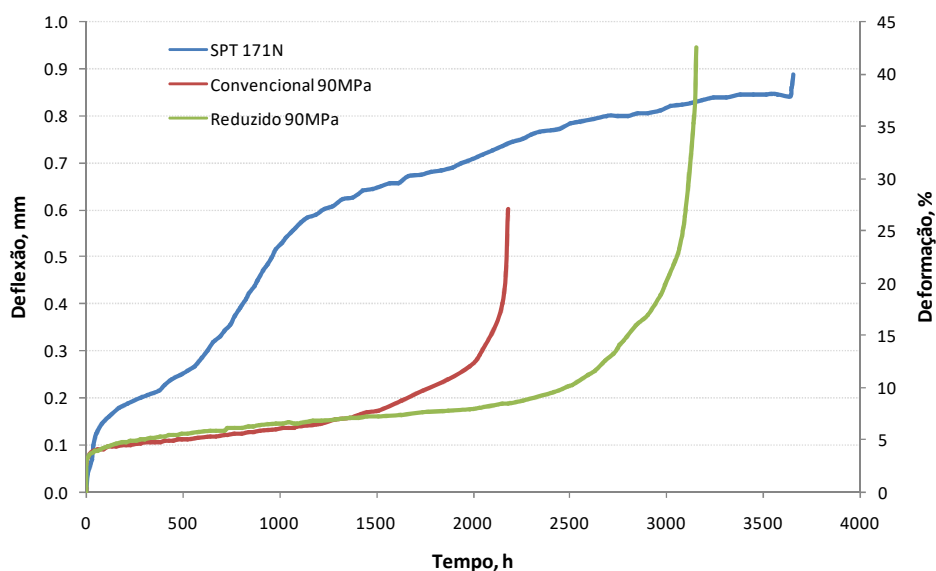


Figura 4.18 – Comparação entre as curvas dos ensaios de fluência uniaxial e *small punch* equivalentes, com tensão de 90MPa e carga de 171N, respectivamente.

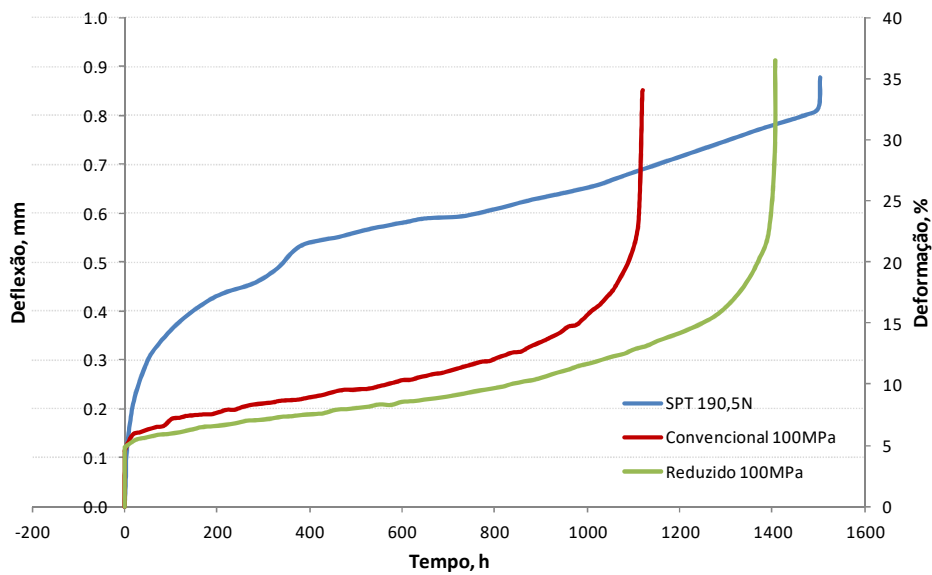


Figura 4.19 – Comparação entre as curvas dos ensaios de fluência uniaxial e *small punch* equivalentes, com tensão de 100MPa e carga de 190,5N, respectivamente.

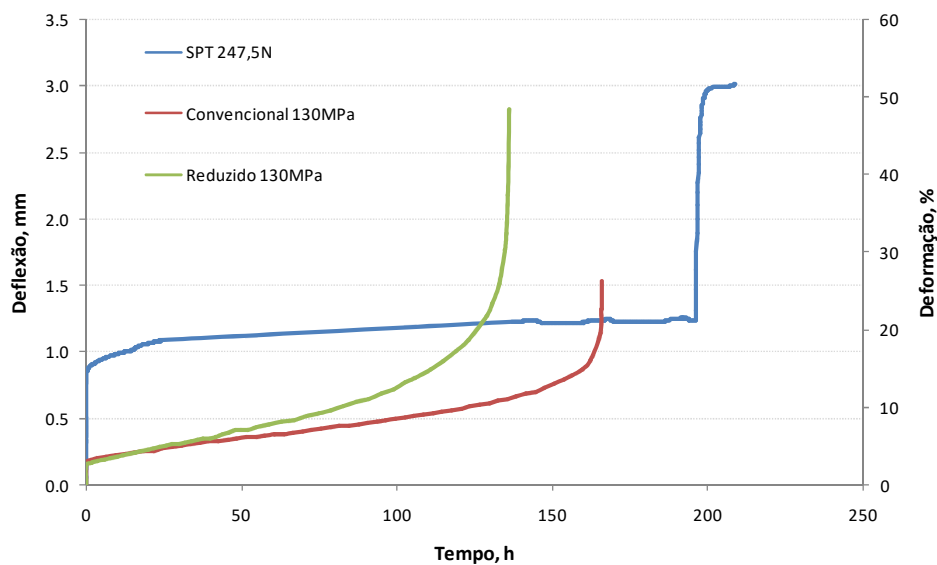


Figura 4.20 – Comparação entre as curvas dos ensaios de fluência uniaxial e *small punch* equivalentes, com tensão de 130MPa e carga de 247,5N, respectivamente.

As estruturas metalográficas das amostras ensaiadas estão apresentadas nas Figuras 4.21 a 4.23, de forma comparativa, considerando as condições equivalentes entre os ensaios de fluência uniaxial e por *small punch*. Conforme pode ser observado, a estrutura das amostras oriundas dos ensaios uniaxial apresentaram semelhanças, com grãos deformados e início da esferoidização da perlita. As estruturas das amostras ensaiadas por *small punch* também apresentaram esferoidização da perlita, com grãos mais arredondados. A diferença pode estar relacionada ao estado de deformação na qual as amostras foram submetidas.

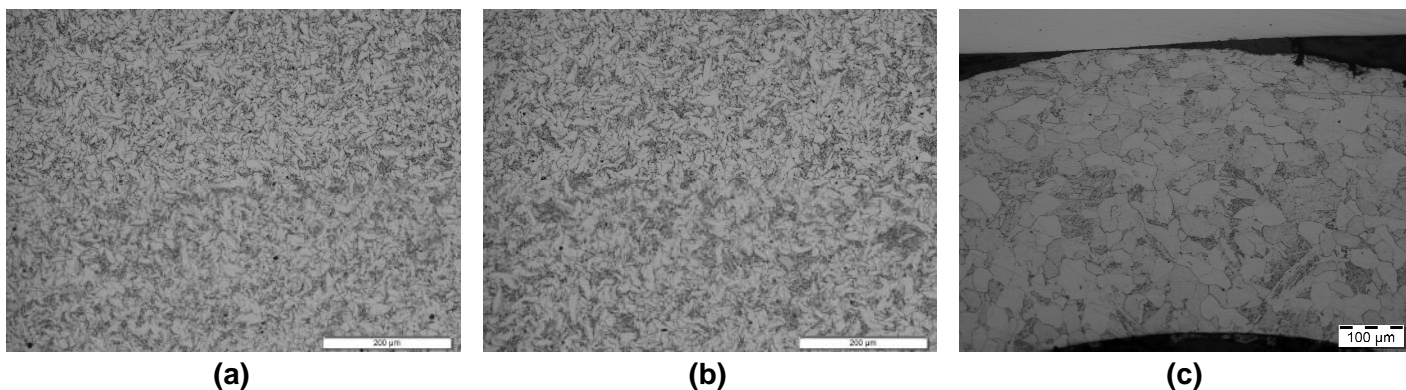


Figura 4.21– Estrutura metalográfica das amostras ensaiadas em fluência: (a) uniaxial, amostra reduzida; (b) uniaxial, amostra convencional e (c) *small punch* SPT171. Aumento 240x.

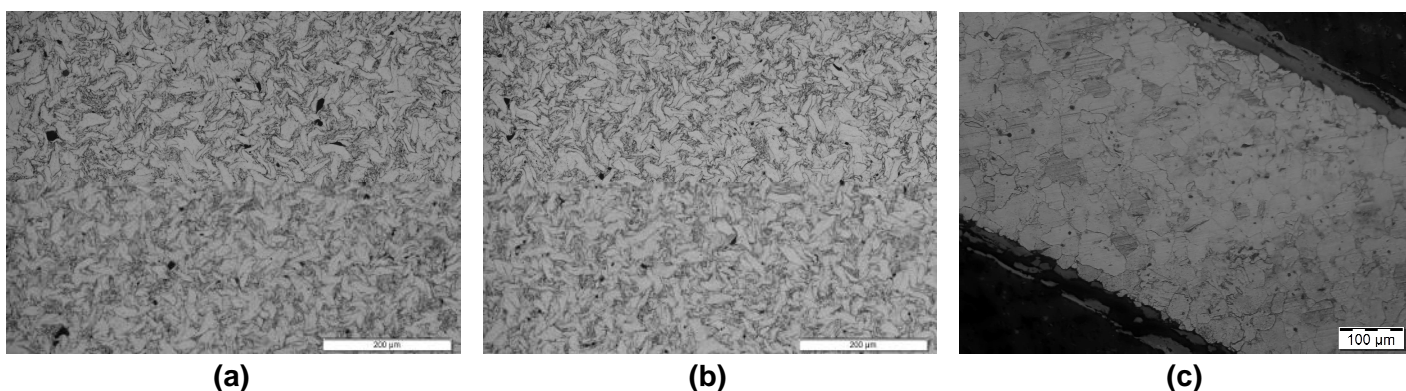


Figura 4.22 – Estrutura metalográfica das amostras ensaiadas em fluência: (a) uniaxial, amostra reduzida; (b) uniaxial, amostra convencional e (c) *small punch* SPT190. Aumento 240x.

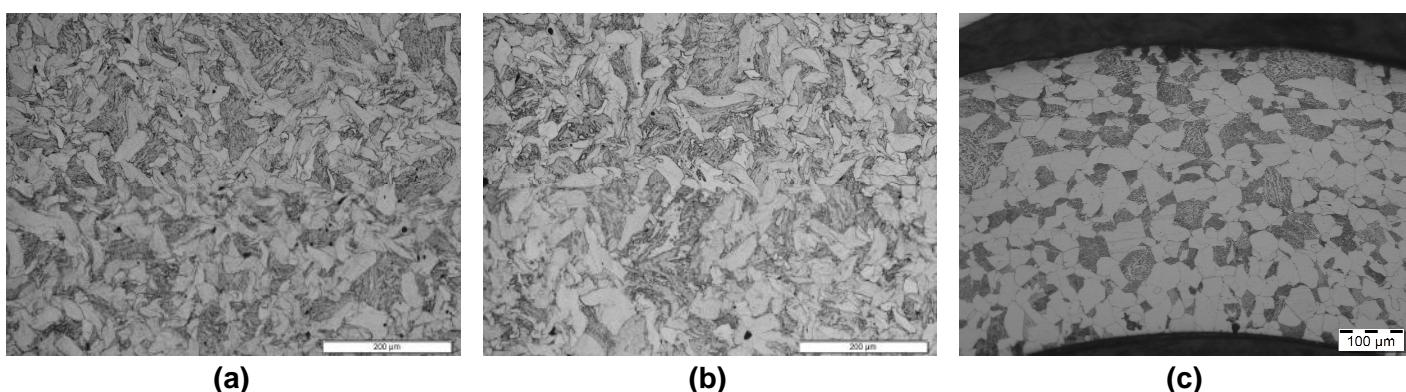


Figura 4.23 – Estrutura metalográfica das amostras ensaiadas em fluência: (a) uniaxial, amostra reduzida; (b) uniaxial, amostra convencional e (c) *small punch* SPT247. Aumento 240x.

Parâmetros que caracterizam o comportamento em fluência, como por exemplo, as constantes da Lei de Norton (1929) ou da relação de Monkman-Grant (1956), foram estabelecidas considerando

o ensaio com carregamento uniaxial. Para o emprego dessas relações utilizando os resultados obtidos no ensaio de fluência por *small punch*, é necessário que se estabeleça uma relação entre os dois tipos de ensaios, já que a natureza do carregamento e da deformação resultante é bem diferente.

Diversos autores (TETTAMANTI e CRUDELI, 1998, ROUSE *et al.*, 2013; WEN *et al.*, 2016; LANCASTER E JEFFS, 2018) tem se dedicado a estabelecer relações capazes de comparar os resultados dos dois ensaios. Essas relações baseiam-se em diferentes abordagens, como modelagem por elementos finitos, equações derivadas do modelo de membrana proposto por CHAKRABARTY (1970) e em avaliações empíricas.

Neste trabalho, a abordagem será feita considerando cada parâmetro avaliado e a comparação do mesmo com resultados retirados da literatura. Serão estabelecidas algumas relações com base nos resultados obtidos.

Conforme citado anteriormente, a relação da tensão com a taxa de fluência no estágio secundário é regida pela Lei de Norton (equação 1), cujas constantes A e n caracterizam o comportamento em fluência do material. De maneira similar, no caso do ensaio de fluência por *small punch*, a Lei de Norton pode ser reescrita como:

$$\dot{\delta} = A^* \times F^{n^*} \quad (19)$$

Onde $\dot{\delta}$ é a taxa de deflexão mínima e A^* e F^{n^*} são os parâmetros de fluência do ensaio de *small punch*.

A Figura 4.24 mostra a variação do logaritmo da taxa de fluência – taxa de deflexão no caso de ensaio de *small punch* – plotada em função do logaritmo das tensões (ou cargas) de ensaio, para os testes realizados a 600°C.

O valor de $n^* = 7,2$ obtido com os dados do ensaio de fluência por *small punch* está muito próximo do resultado obtido por DYMÁČEK e MILIČKA (2008), que realizou esse ensaio na avaliação das propriedades de fluência do aço 2,25Cr-1Mo a 600° e carga variando entre 200 e 500N. Nota-se que a literatura indica que os valores do expoente n^* do ensaio de *small punch* são geralmente menores, quando comparados aos obtidos nos testes uniaxiais, conforme resultado obtido nesse estudo (DOBES e MILICKA, 2009).

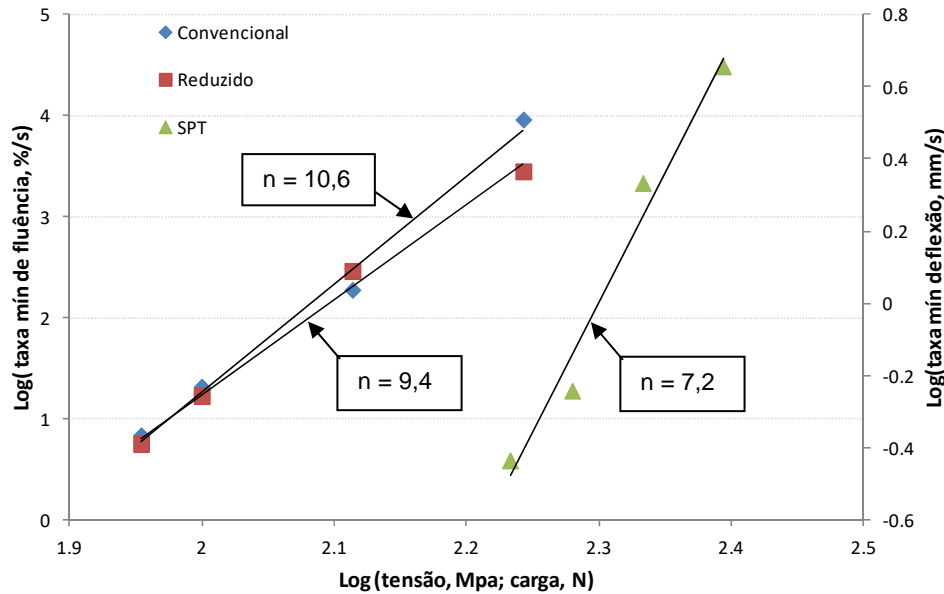


Figura 4.24 – Comportamento em fluência das amostras dos ensaios uniaxial (convencional e reduzido) e de *small punch*. Comparação entre os valores do expoente de tensão n .

Cabe ressaltar que esse valor do expoente da força n^* do ensaio de fluência por *small punch* foi determinado apenas para análise qualitativa dos ensaios. De fato, ele não tem significado físico e não será usado na etapa de modelagem. Os resultados permitiram a definição de um fator $\Psi = n/n^* \sim 1,4$, que pode ser definido como o fator de correlação entre os coeficientes de tensão da Lei de Norton entre os ensaios convencionais e o de *small punch*.

A Figura 4.25 mostra a variação da tensão dos ensaios com a vida em fluência. No caso dos ensaios de *small punch*, a força foi convertida em tensão através da equação 18, descrita anteriormente, que definiu $F/\sigma = 1,9377$. Conforme pode ser visto, apesar de certa dispersão, a figura mostra uma boa correlação.

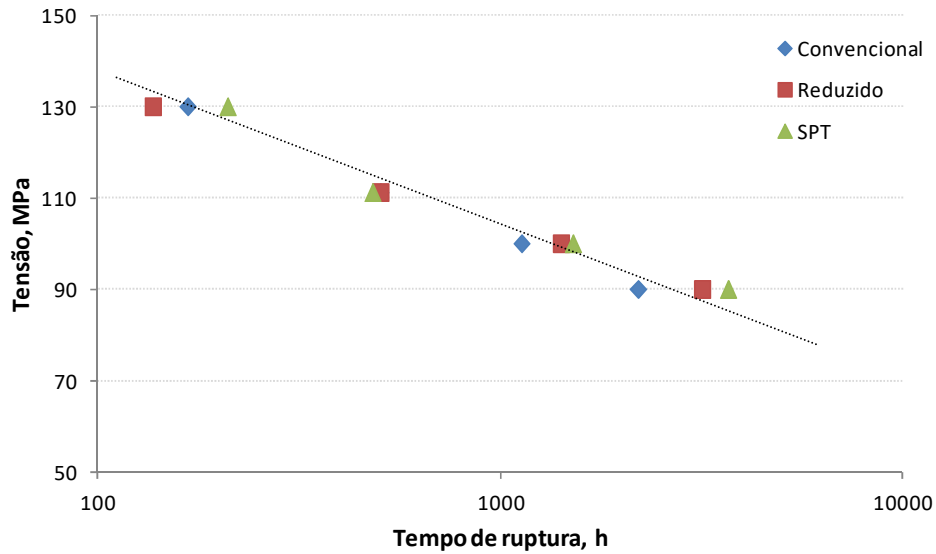


Figura 4.25 – Correlação entre a vida em fluência dos ensaios de *small punch* e uniaxial (convencional e de dimensões reduzidas) para o aço 2,25Cr-1Mo a 600°C

Estudos bem detalhados sobre a aplicabilidade da relação de Monkman e Grant (1956) na descrição da dependência da taxa mínima de deflexão com o tempo de ruptura em ensaios de fluência por *small punch* (DOBES e MILICKA, 2002, BLAGOEVA e HURST, 2009) mostram que:

$$\dot{\delta}_{min} t_r^{m^*} = C_{MG}^* \quad (20)$$

onde m^* e C_{MG}^* são as constantes dependentes do material.

Para verificar a validade dessa relação, o tempo de ruptura, parâmetro comum entre os dois tipos de ensaios, foi plotado em função da taxa mínima de deformação, de acordo com a equação 3 e, da taxa mínima de deflexão, correspondente a equação 20. Para uma comparação direta, as duas grandezas foram plotadas em um único gráfico com duplo eixo y, conforme pode ser visto na Figura 4.26. Diferente do apresentado na Figura 4.8, apenas os dados dos ensaios uniaxiais realizados a 600°C estão mostrados, para uma comparação direta com os resultados do ensaio de *small punch*.

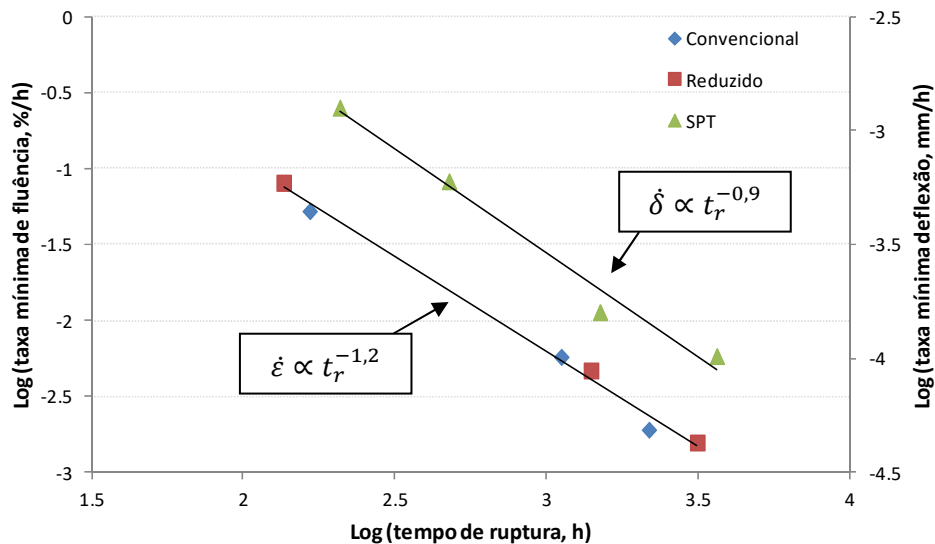


Figura 4.26 – Relação entre o tempo de ruptura e a taxa mínima de fluência e deflexão (relação de Monkman-Grant) dos ensaios de fluência uniaxial (600°C) e por *small punch*.

O bom coeficiente de correlação ($R^2 > 0,98$) obtido na análise dos resultados dos ensaios de fluência por *small punch* mostra que o emprego da relação de Monkman-Grant pode ser bem sucedido. Esse resultado está de acordo com a literatura que indica bons resultados no emprego dessa relação na análise do comportamento em fluência do aço 2,25Cr-1Mo (e outros aços) através de ensaios de *small punch* (TETTAMANTI e CRUDELI, 1998, KOBAYASHI *et al*, 2012; ANDRÉS e DYMÁCEK, 2016). O paralelismo entre curvas obtidas para os dois tipos de ensaio indica semelhança entre o comportamento de fluência.

A Figura 4.27 mostra os resultados dos ensaios de fluência por *small punch* e uniaxiais (dois tipos de corpos de prova) plotados em função do parâmetro de Larson-Miller, cuja constante $C = 28,7$ foi calculada a partir dos resultados dos testes uniaxiais, como mostrado na Figura 4.5. Apesar dos poucos pontos experimentais relativos ao ensaio de *small punch*, as curvas apresentam tendência similar.

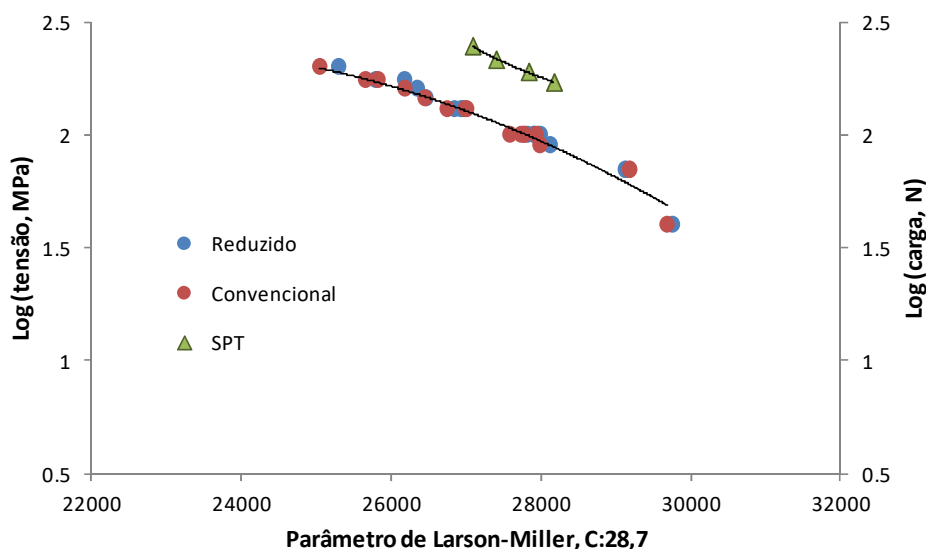


Figura 4.27 – Gráfico de Larson-Miller resultante dos ensaios de fluência uniaxial (corpos de prova convencional e de dimensões reduzidas) e por *small punch*.

IZAKI *et al.* (2009), que avaliaram o uso de ensaios de fluência por *small punch* no aço 2,25Cr-1Mo, sugerem que, utilizando o gráfico mostrado na Figura 4.27, é possível determinar a tensão uniaxial de fluência equivalente à carga aplicada no ensaio de *small punch*. A Figura 4.28 mostra que a tensão uniaxial equivalente para o ensaio de *small punch* com carga L_1 é a σ_1 , pois elas resultam em um mesmo valor de parâmetro de Larson-Miller.

A Tabela 4.7 compara os valores de tensão uniaxial equivalente, calculados a partir da metodologia proposta por IZAKI *et al.* (2009), e os valores empregados nessa tese, a partir da equação 18.

Conforme pode ser observado, os valores de tensão estão muito próximos. Esse resultado indica que a metodologia proposta neste trabalho para definição das cargas a aplicadas no ensaio de fluência por *small punch* foi bem sucedida. Além disso, o uso da metodologia de Larson-Miller para avaliação da vida dos ensaios de fluência por *small punch* apresenta bons resultados.

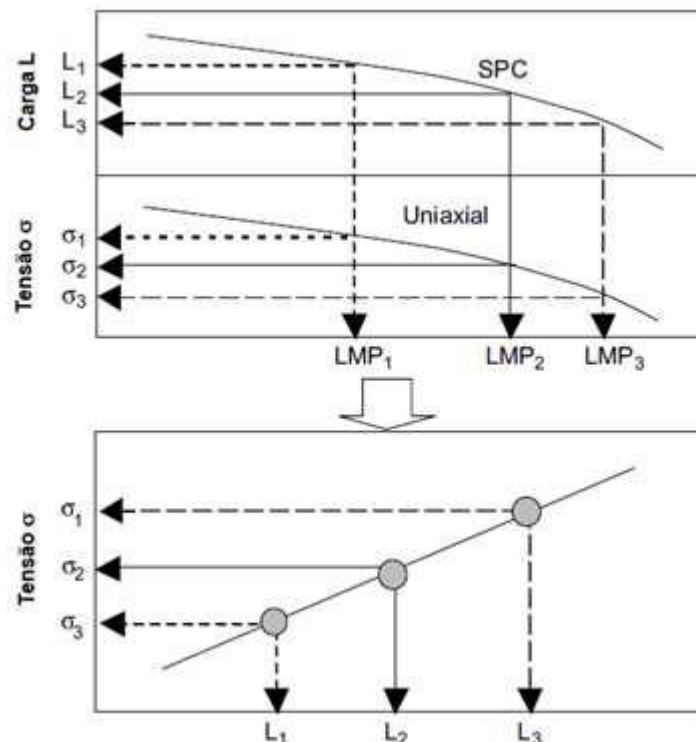


Figura 4.28 – Cálculo da tensão de fluência uniaxial equivalente que resulta em um mesmo tempo de ruptura em ensaio de fluência por *small punch* com carregamento L. Adaptado de IZAKI *et al.* (2009)

Tabela 4.7 – Tensão uniaxial equivalente proposta por IZAKI *et al* (2009) e a empregada neste estudo

Carga aplicada nos ensaios (N)	Tensão uniaxial equivalente proposta por IZAKI <i>et al.</i> (MPa)	Tensão uniaxial equivalente definida neste estudo $F/\sigma = 1,9377$ (MPa)	Diferença
171,4	85,6	88,5	3%
190,5	96,7	98,3	2%
247,5	123,1	127,7	4%

4.3.4. Simulação numérica por elementos finitos do ensaio de fluência por *small punch*

As Figuras 4.29 e 4.30 apresentam os resultados da simulação do ensaio de fluência por *small punch*, mostrando a distribuição de tensões no conjunto inteiro e apenas na amostra ensaiada, respectivamente. A região de maior tensão, indicada na Figura 4.26, está de acordo com o relatado na literatura (DYMÁČEK, e MILIČKA, 2008; CACCIAPUOTI e McCARTNEY, 2016).

F: Copy of 247,5N Coef Fernanda Reduzido
 Equivalent Stress
 Type: Equivalent (von-Mises) Stress
 Unit: MPa
 Time: 7.191 9e+005
 4/1/2019 3:59 PM

171.75 Max
 152.61
 133.68
 114.91
 95.961
 77.014
 58.066
 39.119
 20.17
 1.2222 Min

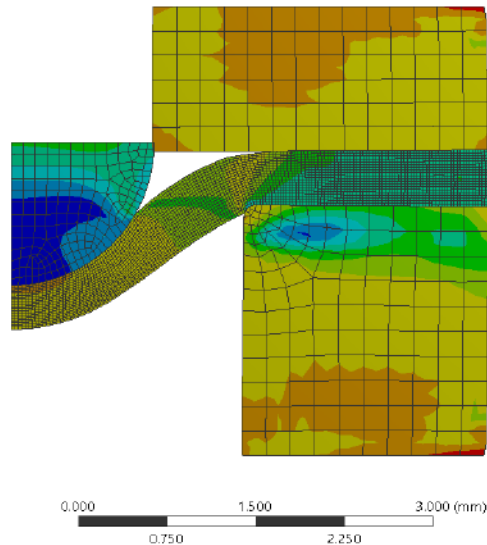


Figura 4.29 – Tensão equivalente de Von Mises no ensaio de fluência por *small punch*.

F: Copy of 247,5N Coef Fernanda Reduzido
 Equivalent Stress 2
 Type: Equivalent (von-Mises) Stress
 Unit: MPa
 Time: 720000
 3/28/2019 3:09 PM

142.41 Max
 129.02
 115.64
 102.25
 88.867
 75.482
 62.097
 48.711
 35.326
 21.941 Min

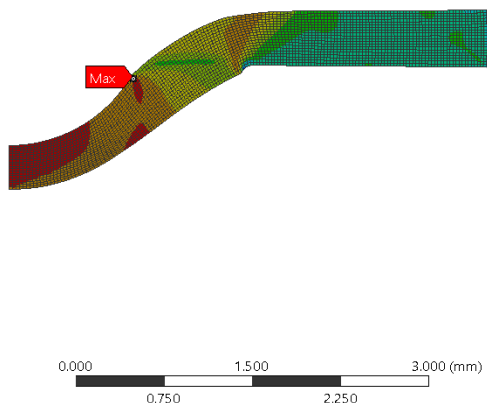


Figura 4.30 – Tensão equivalente de Von Mises na amostra ensaiada.

A região de maior tensão, indicada pela Figura 4.30, ocorreu próximo a região limite de contato com a esfera, justamente onde se iniciaram as trincas que levam à fratura final da amostra. Esse fato corrobora a análise realizada na Figura 4.16, que mostrou a presença de trincas nessa região.

A Figura 4.31 mostra a variação da deflexão com o coeficiente de atrito entre a amostra ensaiada e a matriz superior, para o ensaio realizado com carga de 247,5N. A análise da figura indica que, a variação entre 0,1 e 0,5 causa pouca diferença na deflexão central da amostra, sendo menor que 3% em todos os casos comparados, incluindo as outras cargas de ensaio aplicadas. A partir

dessa análise adotou-se um valor de coeficiente de 0,25. Este valor está de acordo com o empregado na literatura (BLAGOEVA e HURST, 2009; ÇAKAN *et al.*, 2017).

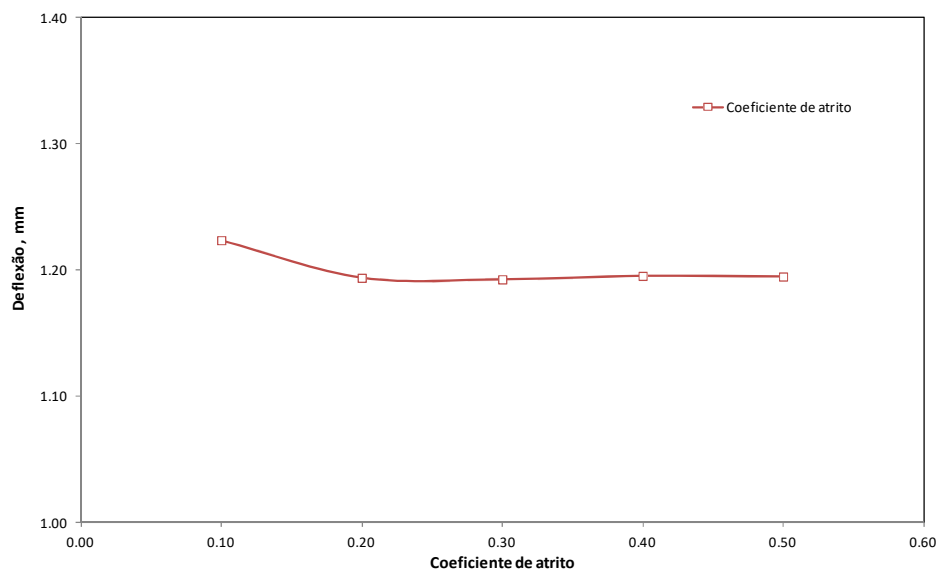


Figura 4.31 – Variação da deflexão (mm) com o coeficiente de atrito entra a amostra e a matriz superior

A comparação entre as curvas de ensaio, simulada e experimental, para as quatro condições de teste está mostrada nas Figuras 4.32 a 4.35. Conforme mencionado anteriormente, os resultados de deslocamentos foram obtidos pelos modelos utilizando os coeficientes da Lei de Norton resultantes dos ensaios uniaxiais, amostras convencional e de dimensões reduzidas, $n = 10,6$ e $n = 9,4$, respectivamente. O modelo de elementos finitos mostrou boa previsão em termos de deformação inicial (deflexão elástica instantânea + deformação plástica + fluência primária) para os testes com as maiores cargas (215,5N e 247,5N), bem como de deformação no estágio secundário de fluência para os quatro casos simulados.

Assim, a partir desses resultados, pode-se concluir que o ensaio de fluência por *small punch* pode ser modelado utilizando-se leis de fluência relativamente simples, como a Lei de Norton. Uma vez que os coeficientes obtidos de ensaios uniaxiais, quando aplicados ao modelo de *small punch*, apresentaram resultados semelhantes aos obtidos experimentalmente, pode-se afirmar que há uma correlação, em relação ao comportamento de fluência, entre os dois ensaios.

Esse resultado está de acordo com a literatura (DYMÁČEK, e MILIČKA, 2008; BLAGOEVA e HURST, 2009; CACCIAPUOTI e McCARTNEY, 2016). Entretanto, a natureza experimental do ensaio de *small punch* mostra que esse resultado pode ser influenciado por diversos fatores, tais como a espessura da amostra, temperatura de ensaio, diâmetro da esfera e fluxo de argônio

(ZHOU *et al.*, 2010). Logo os resultados da simulação numérica também dependerão de dispositivos experimentais de alta precisão. A falta de uma normalização específica tende a ser um obstáculo para tal.

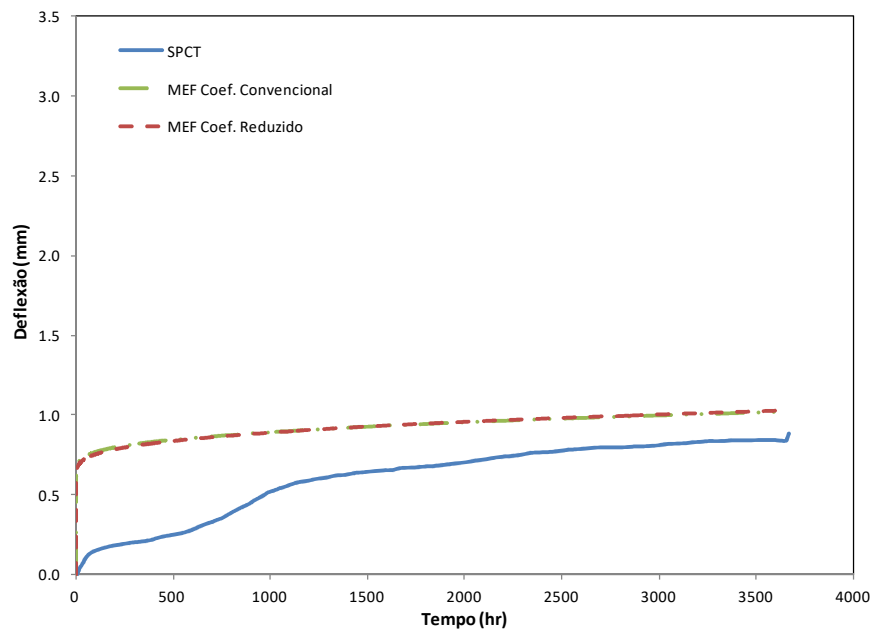


Figura 4.32 – Comparação das curvas simulada e experimental do ensaio de fluência por *small punch*, com carga de 171,4N e temperatura de 600°C.

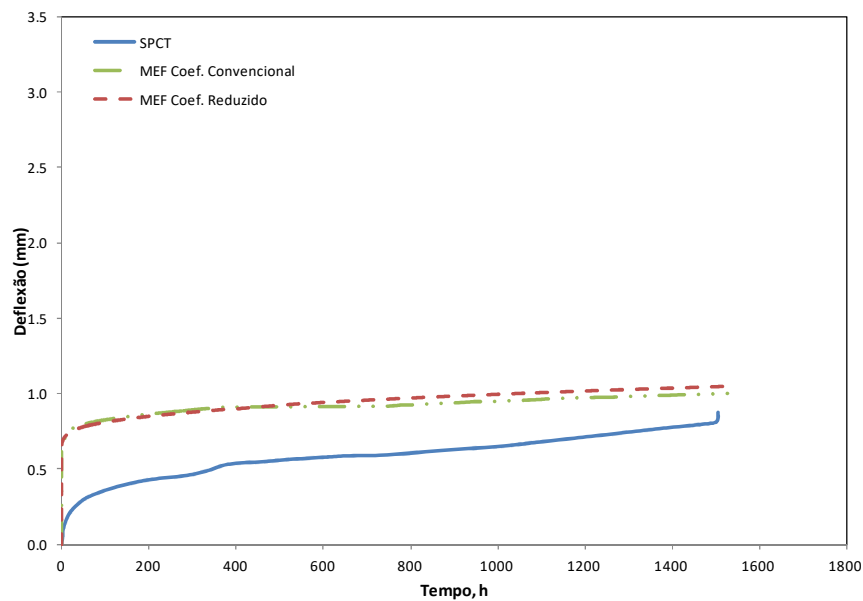


Figura 4.33 – Comparação das curvas simulada e experimental do ensaio de fluência por *small punch*, com carga de 190,5N e temperatura de 600°C.

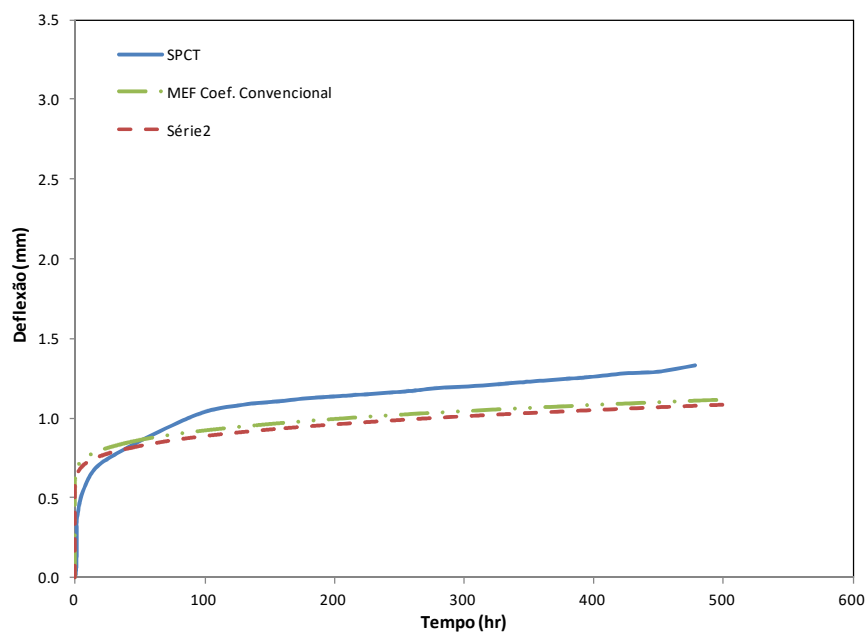


Figura 4.34 – Comparação das curvas simulada e experimental do ensaio de fluência por *small punch*, com carga de 215,5N e temperatura de 600°C.

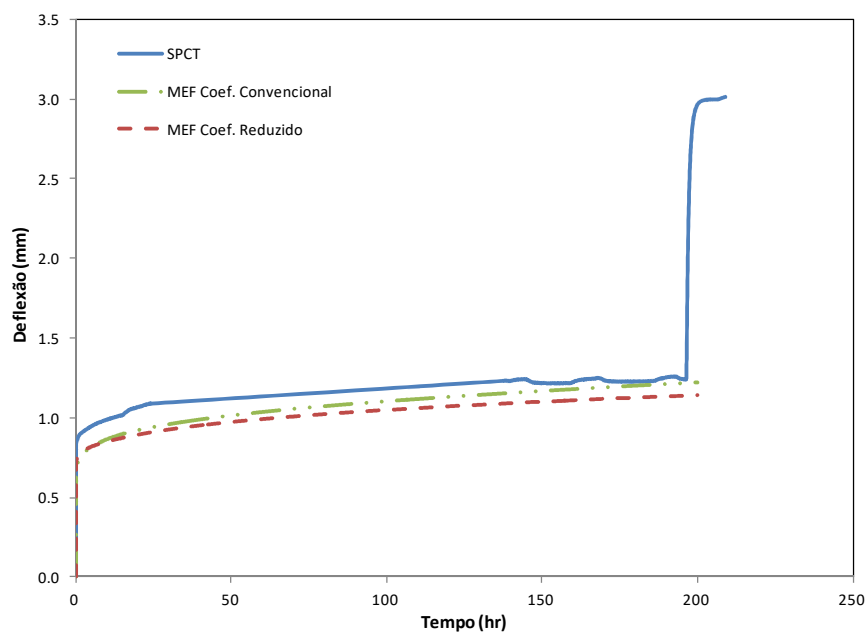


Figura 4.35 – Comparação das curvas simulada e experimental do ensaio de fluência por *small punch*, com carga de 247,5N e temperatura de 600°C.

4.4 Sumário

Material

Para o desenvolvimento deste estudo, empregou-se o aço 2,25Cr-1Mo convencional de classe ferrítica, utilizado em aplicações que exigem resistência em elevadas temperaturas. O material foi recebido em forma de tubo com microestrutura ferrita-perlita, obtida por tratamento térmico final de recozimento com resfriamento a velocidade controlada. A caracterização realizada através de análise química, metalografia e dureza mostraram que o mesmo pode ser classificado como o ASTM A335.

Corpos de prova para ensaios de tração e fluência

Os corpos de prova convencional e de dimensões reduzidas foram confeccionados mantendo uma relação L_0/D_0 igual a quatro, seguindo as recomendações das normas pertinentes, garantindo que os mesmos fossem geometricamente similares e que os parâmetros obtidos pudessem ser comparáveis.

Ensaio de tração em elevadas temperaturas

Os resultados, comparativamente entre os corpos de prova convencionais e reduzidos, mostraram ótima concordância na obtenção das propriedades levantadas, tais como tensão limite de escoamento e tensão de resistência à tração. Somado à análise da influência do desalinhamento na obtenção dessas propriedades, pode-se afirmar que os ensaios de tração em elevadas temperaturas com corpos de prova de dimensões reduzidas realizados neste estudo podem substituir satisfatoriamente os ensaios convencionais.

Ensaio de fluência uniaxial

Os resultados mostraram que os dois tipos de corpos de prova tiveram comportamentos similares, apresentando ótima concordância nos resultados. Parâmetros que caracterizam o comportamento em fluência do aço 2,25Cr-1Mo, tais como os coeficientes da Lei de Norton, apresentaram bastante similaridade. A análise de vida residual, utilizando tanto a metodologia de Monkman e Grant quanto a proposta por Larson e Miller, apresentou resultados muito próximos, permitindo afirmar que os ensaios de fluência com amostras de dimensões reduzidas podem substituir os realizados com corpos de prova convencionais, sem quaisquer perdas.

Ensaio de fluência por *small punch*

A metodologia proposta para definição de carregamento equivalente às tensões do ensaio uniaxial, baseada na proposta do CWA15627 (2007) se mostrou satisfatória. O valor obtido para o coeficiente de correlação, $K_{SP} = 1,32$ está de acordo com a literatura.

As curvas de deflexão versus tempo são similares a uma curva de fluência comum, sendo possível a identificação dos três estágios. A comparação dos dados de carga *versus* tempo de ruptura com resultados obtidos na literatura para o aço 2,25Cr-1Mo ensaiado a 600°C mostrou boa concordância.

O surgimento de trincas na região limite de contato entre a esfera (punção) indica que aquela região é a mais crítica, sujeita aos maiores carregamentos. Esse resultado está de acordo com a literatura e é corroborado pela análise por elementos finitos realizada.

A comparação com os resultados obtidos por ensaios uniaxiais equivalentes mostrou boa correlação nos tempos de ruptura obtidos nas quatro condições de ensaio. O tempo de ruptura é o único parâmetro diretamente comparável, podendo ser usado como uma referência quantitativa na avaliação da relação entre os dois tipos de ensaios. As curvas dos ensaios variam de maneira similar em função da carga/tensão aplicada.

A obtenção do parâmetro de força (tensão) da lei de Norton $n^* = 7,2$ é muito similar com resultado obtido na literatura para o aço 2,25Cr-1Mo, ensaiado a mesma temperatura. Os resultados permitiram a definição de um fator $\Psi = n/n^* \sim 1,4$, que pode ser definido como o fator de correlação entre os coeficientes de tensão da Lei de Norton entre os ensaios convencionais e o de *small punch*.

A comparação entre a tensão (calculada pela relação proposta neste estudo para o ensaio de *small punch*) e a vida em fluência mostrou boa correlação entre dois tipos de ensaio, considerando o número reduzido de ensaios realizados e a dispersão inerente ao fenômeno de fluência.

O emprego da metodologia de Monkman e Grant na análise de vida residual mostrou resultados satisfatórios para o ensaio de fluência por *small punch*, em concordância ao que é reportado na literatura para o aço 2,25Cr-1Mo. O paralelismo entre curvas obtidas para os dois tipos de ensaio indica semelhança entre o comportamento de fluência. A metodologia de Larson e Miller também se mostrou eficaz nesse aspecto, apresentando bons resultados.

Os resultados obtidos na simulação mostraram que o ensaio de fluência por *small punch* pode ser simulado utilizando leis de fluência relativamente simples, com a Lei de Norton. Uma vez que os

coeficientes obtidos de ensaios uniaxiais, quando aplicados ao modelo de *small punch*, apresentaram resultados semelhantes aos obtidos experimentalmente, pode-se afirmar que há uma correlação, em relação ao comportamento de fluência, entre os dois ensaios.

5. CONCLUSÕES E CONSIDERAÇÕES FINAIS

O emprego de amostras de dimensões reduzidas mostrou bons resultados na avaliação das propriedades do aço 2,25Cr-1Mo em ensaios de tração em elevada temperatura e fluência. A comparação dos resultados com os obtidos com amostras de tamanho convencional mostrou que estes podem ser substituídos satisfatoriamente. Análises de parâmetros que permeiam essa comparação, tais como avaliação da influência do desalinhamento, levantamento das propriedades de tração e fluência e, o emprego dessas propriedades na avaliação de vida residual, corroboram a afirmativa, permitindo concluir que essa substituição pode ser feita sem qualquer prejuízo na análise do material.

O ensaio de fluência por *small punch* se mostrou um método satisfatório na avaliação do comportamento em fluência do aço 2,25Cr-1Mo. A forma geral das curvas do ensaio em função da tensão aplicada é qualitativamente similar ao registrado durante os testes uniaxiais na mesma temperatura. A metodologia proposta para definição de carregamento equivalente às tensões do ensaio uniaxial, baseada na proposta do CWA15627 se mostrou eficaz. Os ensaios realizados mostraram boa correlação com os ensaios uniaxiais convencionais, considerando a dispersão inerente ao fenômeno de fluência. As metodologias de avaliação de vida baseada no parâmetro de Larson-Miller e na relação de Monkman e Grant mostraram bons resultados.

Relações empíricas foram sugeridas na tentativa de correlacionar os ensaios de fluência uniaxial de por *small punch*. Entretanto, um número maior de ensaios deve ser realizado, de forma a confirmá-las. O bom resultado obtido na etapa de simulação numérica mostra que os dois tipos de ensaios podem ser correlacionados, apesar das dificuldades experimentais inerentes ao ensaio de fluência por *small punch*.

Com base nos resultados obtidos nesse estudo, pode-se afirmar que o ensaio de fluência por *small punch* pode, potencialmente, vir a ser uma ferramenta bastante útil na avaliação das propriedades de fluência de materiais e componentes em serviço. Mesmo com inúmeros trabalhos na literatura indicando essa possibilidade, sua aceitação pela indústria ainda é muito restrita. Isso em parte, reflete preocupações de que a reprodutibilidade dos resultados desse ensaio é altamente dependente da geometria do corpo de prova e do aparato experimental utilizado. Esse baixo nível de aceitação resulta em um uso limitado deste ensaio, dificultando ainda mais sua validação. Promover o uso dessa técnica depende fortemente da utilidade e empregabilidade dos resultados para indústria. Tanto a metodologia de ensaio quanto a interpretação dos resultados ainda não têm uma sistemática consolidada na literatura científica. Por isso, é de suma

importância o estudo e avaliação dos ensaios de fluência por *small punch* bem como a análise dos resultados obtidos e sua correlação com os ensaios convencionais.

SUGESTÕES PARA PESQUISAS FUTURAS

Considerando os resultados e análises do presente estudo, as seguintes sugestões e recomendações podem ser apresentadas.

Recomenda-se a realização de mais ensaios de fluência por *small punch* em uma mesma condição de ensaio a fim de avaliar a reprodutibilidade da técnica, considerando a dispersão inerente ao fenômeno de fluência.

Sugere-se um estudo mais aprofundado sobre a influência dos parâmetros de ensaio nos resultados de *small punch*, como por exemplo, o fluxo de argônio.

Sugere-se a realização de ensaio de fluência por *small punch* em materiais retirados de serviço ou envelhecidos em laboratório para comparação com resultados de ensaios com material novo. Avaliar se o emprego desta técnica é eficiente na determinação no grau de envelhecimento.

6. REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

ALI, B.S.B., 2013, *Development of non-destructive small specimen creep testing techniques*, Tese de Mestrado, The University of Nottingham, United Kingdom. Disponível em <http://eprints.nottingham.ac.uk/14121/>, acesso em dezembro de 2017.

ALMEIDA, L.F.M., 2017, *Simulação de ensaios de puncionamento esférico utilizando o método de elementos finitos*, Dissertação de mestrado, Universidade Federal de Uberlândia, UFU, Uberlândia, Minas Gerais, Brasil

ANDRADE, E.Da C., 1910, "The Viscous Flow in Metals and Allied Phenomena", *Proceedings of the Royal Society of London*, v. 84, pp. 1-12.

ANDRÉS, D., DYMÁČEK, P., 2016, "Study of the upper die clamping conditions in the small punch test", *Theoretical and Applied Fracture Mechanics*, v. 86, pp. 117-123.

ASM Metals Handbook, 2000, *Mechanical Testing and Evaluation*, volume 8, 2ed.

ASME II-III, 2001, *Boiler and pressure vessel code, section II, III*.

ASTM E139, 2011, *Standard test methods for conducting creep, creep-rupture, and stress-rupture tests of metallic materials*.

ASTM A335, 2018, *Standard specification for seamless ferritic alloy-steel pipe for high-temperature service*

ASTM E21, 2009, *Standard Test Methods for Elevated Temperature Tension Tests of Metallic Materials*

ASTM E384, 2008, *Standard test method for microindentation hardness of materials*

ASTM E8, 2009, *Standard Test Methods for Tension Testing of Metallic Materials*

ASTM E1012, 2005, *Standard Practice for Verification of Test Frame and Specimen Alignment Under Tensile and Compressive Axial Force Application*

BAIK, J.M., KAMEDA, J., BUCK, O., 1986, "The Use of Small-Scale Specimens for Testing Irradiated Material"; In: ASTM STP 888, Philadelphia. Development of Small Punch Tests for Ductile-Brittle Transition Temperature Measurement of Temper Embrittled Ni- Cr Steels. p. 92-111.

- BENATO, A., BRACCO, S., STOPPATO, A., MIRANDOLA, A., 2016, "LTE: A procedure to predict power plants dynamic behavior and components lifetime reduction during transient operation", *Applied Energy*, v.162, pp.880-891
- BICERGO, V., DI PERSIO, F., RANTALA, H., HURST, R.C., 2003, "Small punch creep test method: results from a Round Robin carried out within EPERC TTF5", Technical Report no.2
- BLAGOEVA, D., TAYLOR, N., HURST, R., 2007, "State-of-art report on application of miniaturized testing techniques to support life management decisions for nuclear plants", *JRC Technical Notes*, European Commission Joint Research Centre Institute for Energy, Luxembourg
- BLAGOEVA, D., HURST, R., 2009, "Application of the CEN (European Committee for Standardization) small punch creep testing code of practice to a representative repair welded P91 pipe", *Materials Science and Engineering A*, v.510-511, pp.219-223
- BLAGOEVA, D., HURST, R., 2009, "*The Small Punch Test for Creep and Fracture Prediction – Development of Lifetime Prediction Methodology for Creep and Fracture Behaviour of Ferritic-Martensitic Steels using Small Punch Testing Technique*", Editora VDM Verlag Dr Müller
- BRETT, S.J., MERCKLING, G., 2005, "Comparative applicability evaluation of specific testing techniques for post exposure material creep behavior investigation", *In ECCC Creep Conference*, London, pp.1-11
- BRITISH ENERGY R5, 2003, *Assessment procedure for the high temperature response of structures*, issue 3, British Energy, UK.
- BUENO, L.O., REIS SOBRINHO, F.J., 2004, "Correlation between creep and hot tensile behavior for 2,25Cr-1Mo steel from 500°C to 700°C Part 1: an assessment according to usual relations involving stress, temperature, strain rate and rupture times", *Anais do 2º Congresso em Ciências de Materiais do Mercosul – SULMAT*, Joinville, SC, Brasil, pp.1-10
- BUENO, L.O., 2005, "Creep behavior of 2,25Cr-1Mo steel – an equivalence between hot tensile and creep testing data", *In Proceedings ECCC Creep Conference*, 12-14 Sept.2005, pp.969-980.
- BUENO, L. O., 2005, "Effect of oxidation on creep data: part 1 – comparison between some constant load creep results in air and vacuum on 21/4Cr-1Mo steel from 600°C to 700°C". *Materials at High Temperatures*, v.25, pp.213-221

BUENO, L.O., SORDI, V.L., MARIANO, L., 2005, "Constant load creep data in air and vacuum on 2.25Cr-1Mo steel from 600°C to 700°C", *Materials Research*, v.8, n4, pp401-408

CACCIAPUOTI, B., SUN, W., McCARTNEY, D.G., 2016, "A study on the evolution of the contact angle of small punch creep test of ductile materials", *International Journal of Pressure Vessels and Piping* v.145, pp.60-74

CHAKRABARTY, J., 1970, "A theory of stretch forming over hemispherical punch heads", *International Journal of Mechanical Sciences*, v.12, issue 4, pp.315-325

COMELI, F.W., 2019, "Efeito da temperatura de revenido na resistência a fluência do aço DIN X22CrMoV12-1 utilizado em palhetas de turbina a vapor", Tese de Doutorado, Universidade Federal do Rio Grande do Sul, RS, Brasil

CWA 15627, 2007, "Small Punch Test Method for Metallic Materials", CEN Workshop Agreement, European Committee for Standardization

ÇAKAN, B.G.; SOYARSLAN, C.; BARGMANN, S.; HÄHNER, P., 2017, "Experimental and computational study of ductile fracture in small punch tests", *Materials (Basel)*, v.10(10): 1185.

DEHM, G., JAYA, B.N., RAGHAVAN, R., KIRCHLECHNER, C., 2018, "Overview on micro- and nanomechanical testing: New insights in interface plasticity and fracture at small length scales", *Acta Materialia*, v.142, pp.248-282

DESHMUKH, G.S., PRASAD, M.L., PESHWE, D.R., KUMAR, J.G., MATHEW, M.D., AMARENDRA, G., 2016, "Creep properties assessment of P92 steel by small punch creep tests", *Transactions of the Indian Institute of Metals*, v.69, pp.907-915

DI PERSIO, F., STRATFORD, G.C., HURST, R., 2004, "Validation of the small punch test as a method for assessing ageing of a V modified low alloy steel", *VTT Symposium (Valtion Teknillinen Tutkimuskeskus)*, pp. 147-159

DIAS, C.R.F., 2010, *Correlação entre resultados de tração a quente e fluência para o cobre comercialmente puro*, Dissertação de Mestrado, UFSCar, São Carlos, Brasil

DIETER, G.E., 1981, *Mechanical Metallurgy*, SI Metric Edition, McGraw-Hill

DOBES, F., MILICKA, K., 2002, "On the Monkman-Grant relation for small punch test data", *Materials Science and Engineering A*, v.36(1-2), pp. 245-248

DOBES, F., MILICKA, K., 2009, "Application of creep small punch testing in assessment of creep lifetime", *Materials Science and Engineering A*, 510-511, pp.440-443

DYMÁČEK, P., MILIČKA, K., 2008, "Small Punch Testing and Its Numerical Simulations Under Constant Deflection Force Conditions", *Strength of Materials*, Vol. 40, No 1, pp 24-27.

DYMÁČEK, P., DOBES, F., LI, Y., HOLMSTRÖM, S., STEVENS, P., 2018, "Determination of creep properties from small punch test using experimental correlation", *Ubiquity Proceedings*, 1(S1): 17.

DZUGAN, J., KONOPÍK, P., 2012, "Small punch test application to material properties evolution determination", *Journal of Solid Mechanics and Materials Engineering*, v.6, n°6, pp.782-791

EPRI, 1988, "Remaining-life estimation of boiler pressure parts – volume 2: Miniature Specimen Creep Testing", Technical Report

EPRI, 1990, "Small punch testing of 3-3.5NiCrMoV turbine disk steel for toughness", Technical Report

EPRI, 2001, "Joint EPRI-CEA research on small punch testing for nuclear application", Technical Report

EPRI, 2006, "Accelerated testing for high-temperature materials performance and remaining life assessment", Technical Report

EVANS, R. W.; WILSHIRE, B., 1985, "Creep of metals and alloys", *The Institute of Metals*

EVANS, M., 1997, "Some interpolative properties of the Monkman-Grant empirical relation in 21/4Cr-1Mo steel tubes", *International Journal of Pressure Vessels & Piping*, v.72, pp. 177-191

EVANS, M., 2012, "The potential United Kingdom Energy Gap and creep life prediction Methodologies", *Metallurgical and Materials Transactions A*, v.44A

FUJIOKA, T., ATSUMI, N., KOMAZAKI, S., KOBAYASHI, T., NONAKA, I., 2010, "Finite element analysis of small punch/small punch creep test specimens of 2,25Cr-1Mo steel performed in the

Japanese Research Group”, *1st International Conference on Determination of Mechanical Properties of Materials by Small Punch and Other Miniature Testing Techniques*, Ostrava, Czech Republic

FURTADO, H. C., 2004, *Avaliação de danos em aços ferríticos Cr-Mo operando em regime de fluência*. Tese de Dsc, COPPE/UFRJ, UFRJ, Rio de Janeiro, Brasil

FURTADO, H. C.; DE ALMEIDA, L.H.; LE MAY, I.; PEACE, R., 2005, “Correlation and Extrapolation of creep-rupture data: A case study using 9Cr-1Mo steel data”, *Transactions of the CSME*, v.29, nº1, pp.1-21

GARZILLO, A., 1996, “A technique for the residual life assessment of high temperature components based on creep-rupture testing on welded miniature specimens”, *International Journal of Pressure Vessel & Piping*, v.66, pp.223-232

TRD301GERMAN BOILER REGULATIONS, 2001, *Calculation for cyclic loading due to pulsating internal pressure or combined changes of internal pressure and temperature*.

GOMEZ-FARIAS, A., MONTOYA, A., MILLWATER, H., 2015, “Complex finite element sensitivity method for creep analysis”, *International Journal of Pressure Vessels and Piping*, v.132-133, pp.27-42

HANEY, E.M., DALLE, F., SAUZAY, M., VICENT, L., TOURNIÉ, I., ALLAIS, L., FOURNIER, B., 2009, “Macroscopic results of long-term creep on a modified 9Cr–1Mo steel (T91)”, *Materials Science and Engineering A*, 510–511, pp. 99–103.

HOLMSTRÖM, S., LI, Y., DYMACEK, P., VACCHIERI, E., VACCHIERI, S.P., LANCASTER, R.J., OMACHT, D., KUBON, Z., ANELLI, E., RANTALA, J., TONTI, A., KOMAZAKI, S., NAVEENA, BRUCHHAUSEN, M., HURST, R.C., HÄHNER, P., RICHARDSON, M., ANDRES, D., 2018, “Creep strength and minimum strain rate estimation from Small Punch Creep tests”, *Materials Science and Engineering A*, v.731, pp.161-172

HOSEMANN, P., 2018, “Small-scale mechanical testing on nuclear materials: bridging the experimental length-scale gap”, *Scripta Materialia*, v.143, pp.161-168

HOSSEINI, E., HOLDSWORTH, S.R., MAZZ, E., 2015, “A review of the LICON methodology for predicting the long term creep rupture strength of materials”, *International Journal of Pressure Vessels and Piping*, v.129-130, pp.12-18

- HOU, F., XU, H., WANG, Y. ZHANG, L., 2013, "Determination of creep property of 1.25Cr0.5Mo perlite steels by small punch test", *Engineering Failure Analysis*, v.28, pp.215-221
- HYDE, T.H., SUN, W., 2009, "A novel, high-sensitivity, small specimen creep test", *Journal of Strain Analysis*, v. 44, pp 171-185
- HYDE, T.H., STOYANOV, M., SUN, W and HYDE, T.H., 2010, "On the interpretation of results from small punch creep tests" *Journal Strain Analysis*, vol. 45, pp. 141-163.
- HULKA, J., KUBIK, P., PETRUSKA, J., 2012, "Sensitivity analysis of small punch test", in *18th International Conference Engineering Mechanics 2012*, Srratka, Czech Republic paper 128, pp.461-468
- HURST, R., HÄHNER, P., 2010, "Materials qualification testing for next generation nuclear reactors". In: *Proceedings of Baltica VI – International Conference on Life Management and Maintenance for Power Plants*, Helsinki-Stockholm-Helsinki, vol.1, pp. 324-350,
- HURST, R., MATOCHA, K., 2010, "The European code of practice for small punch testing – where do we go from here?" *Metall J.*, v.LXIII, pp.5-11, Special issue
- HURST, R., MATOCHA, K., 2014, "Experiences with the European code of practice for small punch testing for creep, tensile and fracture behavior", *Proceedings of the 3rd International Conference SSTT 2014 "Determination of Mechanical Properties of Materials by Small Punch and other Miniature Testing Techniques"*, Castle Seggau near Graz, Austria, pp. 1-26
- HURST, R.C, MATOCHA, K., 2015, "A Renaissance in the use of the small punch testing technique", ASME Pressure Vessels and Piping Conference, v.1B: Codes and Standards, pp.V01BT01A048
- ISAMU, N., AKIHIKO, K., SHIN-ICHI, K., KEN-ICHI, K., 2010, "Standardization of test method for small punch creep testing in Japan", *1st International Conference Determination of Mechanical Properties of Materials by Small Punch and other miniature testing Techniques*, V.63, PP.12-18, Ostrava, CZ
- ISSHIKI, K., HORITA, Z., FUJINAMI, T., SANO, T., NEMOTO, M., MA, Y., LANGDON, T.G., 1997, "A New Miniature Mechanical Testing Procedure: Application to Intermetallics", *Metallurgical and Materials Transactions A*, v. 28A, pp.2577-2582

- IZAKI, T., KOBAYASHI, T., KUSUMOTO, J., KANAYA, A., 2009, "A creep life assessment method for boiler pipes using small punch creep test", *International Journal of Pressure Vessels and Piping*, v.86, pp.637-642
- KADOYA, Y., GOTO, T., DATE, S., YAMAUCHI, T., SAIDA, T., SADA, T., 1990, "Assessment of remaining life of fossil power plant parts by means of a miniature creep rupture test", *ISI/International*, v.30, n°10, pp. 854-851
- KANAYA, A., KUSUMOTO, J., NAGAE, M., MIYAMOTO, T., KOBAYASHI, T., 2005, "The application of on-site sampling machine to SPC test for thermal power plant", *Mechanics Engineering Congress JSME MECJ-05*; 5(1): pp. 335–6
- KARTHIK, S.V., 2012, "Development of miniature specimen test techniques", *Indira Gandhi Centre for Atomic Research*, Annual Report, pp.194-195
- KOBAYASHI, K., KANEKO, M., KOYAMA, H., STRATFORD, G., TABUCHI, M., 2012, "The influence of both testing environment and fillet radius of the die holder on the rupture life of small punch creep tests", *Journal of Solid Mechanics and Materials Engineering*, v.6, issue 8, pp.925-934
- KROMPHOLZ, K., KALKHOF, D., 2002, "Size effect of the creep behavior of a pressure vessel steel at temperatures from 700 to 900°C", *Journal of Nuclear Materials*, v.305, pp. 112-123
- KUMAR, K., POOLEERY, A., MADHUSOODANAN, K., SINGH, R.N., CHAKRAVARTTY, J.K., DUTTA, B.K., SINHA, R.K., 2014, "Use of miniature specimen for measurement of mechanical properties", *1st International Conference on Structural Integrity, Procedia Engineering*, v.86, pp 899-909
- LANCASTER, R.J., JEFFS, S.P., 2018, *Creep*, capítulo 8: *Small Punch Creep*, 1ª edição, publicado em janeiro de 2018, INTECH, open Access
- LARSSON, J., 2012, *Evaluation of current methods for creep analysis and impression creep testing of Power plant steels*, Tese de Mestrado, KTH Royal Institute of Technology, Stockholm, Sweden. Disponível em: <https://www.semanticscholar.org/paper/Evaluation-of-current-methods-for-creep-analysis-of-Larsson/ce1f7a5b98978dfe66ae1073dbd7121acfa897e4> Acesso em maio de 2018.
- LARSON, F.R., AND MILLER, J., 1952, "A Time-Temperature relationship for Rupture and Creep Stress". *Trans ASME*, v.74, pp. 765
- LE MAY, I., 1983, *Principles of Mechanical Metallurgy*. Elsevier Science Publishing Co, 2ed.

- LIMA, C.R., PINTO, A.L., FURTADO, H.C., DE ALMEIDA, L.H., DE SOUZA, M.F.P., LE MAY, I., 2009, "Quantitative observations of precipitation in 2,25Cr-1Mo steel exposed to different creep conditions in a power station", *Engineering Failure Analysis*, v.16, pp. 1493-1500
- MA, Z., ZHAO, H., CHENG, H., LI, J., 2014, "Effects of 2D misalignment on tensile results and corresponding correction methods to obtain the true stress-strain curve", *Measurement Science and Technology*, v.25, 10pp.
- MANAHAN, M., ARGON, A., HARLING, O., 1981, "The development of a miniaturized disk bend test for the determination of post-irradiation mechanical properties", *Journal of Nuclear Mat.*, v.103-104, pp.1545-1550
- MILICKA, K., DOBES, F., 2006, "Small punch testing of P91 steel", *International Journal of Pressure Vessels and Piping*, v.83, pp.625-634
- MIYAHARA, K., TADA, C., UDA, T., IGATA, N., 1985, "The effects of grain and specimen sizes on mechanical properties of type 316 austenitic steel", *Journal of Nuclear Materials*, v.133-134, pp.506-510.
- MONKMAN, F.C., GRANT, N.J., 1956, "Na empirical relationship between rupture life and minimum creep rate in creep-rupture tests", *Proc. ASTM*, v.56, pp. 593–620.
- NIMS Creep Data Sheet No 3B, 1986, Data sheets on the elevated temperature properties of 2,25Cr-1Mo steel for boiler and heat exchanger seamless tubes (STBA 24).
- NORTON, F.H., 1929, *The Creep of Steel at High Temperature*. McGraw-Hill, New York
- NIU, X.C., GONG, J.M., JIANG, Y., BAO, J.T., 2009, "Creep damage prediction of the steam pipelines with high temperature and high pressure", *International Journal of Pressure Vessels and Piping*, v.86, pp. 593-598
- OKAMOTO, K., KITAGAWA, H., KUSUMOTO, J., KANAYA, A., KOBAYASHI, T., 2009, "Development of electric discharge equipment for small specimen sampling", *International Journal of Pressure Vessels and Piping*, v.86, pp.633-636.
- OLBRICHT, J., BISMARCK, M., SKROTZKI, B., 2013, "Characterization on the creep properties of heat resistant 9-12% chromium steels by miniature specimen testing", *Materials Science & Engineering A*, v.585, pp 335-342

ORTIZ-MARISCAL, A.; SAUCEDO-MUÑOZ, M.L.; NAVEENA; KOMAZAKI, S., 2018, "Application of small punch creep testing for evaluation of creep properties of as-received and artificially aged 5Cr-0,5Mo steel", *Materials Science & Engineering A*, v.709, pp.322-329

PAN, W., BOYLE, J.T., MACKENZIE, D., 2009, "Simulation of the small punch creep test with consideration of variation of material properties", In: 17th UK Conference on Computational Mechanics, ACME UK, London, UK. Disponível em <http://strathprints.strath.ac.uk/16028/> acessado em maio/2017

PARKER, J.D., JAMES, J.D., 1994, "Creep behavior of miniature disc specimens of low alloy steel", In: *Pressure vessels and piping conference, Developments in a Progress Technology ASME*, v.279, pp.167-172.

PHANIRAJ, C., CHOUDHARY, B.K., BHANU SANKARA RAO, K., BALDEV, R., 2003, "Relationship between time to reach Monkman-Grant ductility and rupture life", *Scripta Materialia*, v.48, pp 1313-1318

PENNY, R.K., LECKIE, F.A., 1968, "The Mechanics of Tensile Testing", *International Journal of Mechanical Sciences*, v.10, pp.265-273

RAY, A.K.; DIWAKAR, K.; PRASAD, B.N.; TIWARI, Y.N.; GHOSH, R.N.; WHITTENBERGER, J.D., 2007, "Long term creep-rupture behavior of 813K exposed 2,25Cr-1Mo steel between 773 and 873K", *Materials Science and Engineering A*, v.454-455, pp.124-131.

REED-HILL, R.E., 1982, *Princípios de Metalurgia Física*, 2ª edição, ED. Guanabara Dois, RJ, Brasil.

REIS SOBRINHO, F.J., BUENO, L.O., 2004, "Correlation between creep and hot tensile behavior for 2,25Cr-1Mo steel from 500°C to 700°C Part 2: an assessment according to different parameterization methodologies", *Revista Matéria*, v.10, n.3, pp.463-471.

ROUSE, J.P., CORTELLINO, F., SUN, W., HYDE, T.H., SHINGLEDECKER, J., 2013, "Small punch creep testing: review on modeling and data interpretation", *Materials Science and Technology*, v.29(11), pp.1328-1345

SANTOS, F.F.M., FURTADO, H.C., ALMEIDA, L.H., 2018, "Remaining life evaluation based on strain deformation monitoring", *Journal of Failure Analysis and Prevention*, v.18, pp.809-818

SANTOS, N.B. dos, 2007, *Avaliação de um critério de equivalência entre dados de tração a quente e fluência em aços*, Dissertação de Mestrado, UFSCar, São Carlos, Brasil

SCOPUS, Elsevier. Acesso via www.scopus.com

SERGUEEVA, A.V., ZHOU, J., MEACHAM, B.E., BRANAGAN, D.J., 2009, "Gage length and sample size effect on measured properties during tensile testing", *Materials Science and Engineering A*, v.526, pp 79-83

SHAMES, I.H., 1983, *Introdução à Mecânica dos Sólidos*, 2ª edição, RJ, Prentice-Hall do Brasil.

SHIGLEY, J.E., 1986, *Mechanical Engineering Design*, 1ª edição, Michigan, McGraw-Hill Book Company.

SHRESTHA, T., BASIRAT, M., ALSAGABI, S., SITTIHO, A., INDRAJIT, C., POTIRNICHE, G.P., 2016, "Creep behavior of welded Grade 91 steel", *Materials Science and Engineering A*, v.669, pp.75-86

SONG, M., GUAN, K., QIN, W., SZPUNAR, J.A., CHEN, J., 2014, "Size effect criteria on the small punch test for AISI 316L austenitic stainless steel", *Materials Science & Engineering A*, v.606, pp 346-353

SONG, M., XU, T., WANG, Q., WANG, W., ZHOU, Y., GONG, M., SUN, C., 2018, "A modified theta projection model for the creep behavior of creep-resistant steel", *International Journal of Pressure Vessels and Piping*, v.165, pp.224-228

TETTAMANTI, S., CRUDELI, R., 1998, "Small punch creep test a promising methodology for high temperature plant components life evaluation", *BALTICA IV Plant Maintenance for Managing Life & Performance*, v.2, pp 501-509

VISWANATHAN, R., 1989, *Damage Mechanisms and Life Assessment of High-Temperature Components*, 2ª edição, Ed. ASM International, Metals Park, Ohio

VISWANATHAN, R., BERNSTEIN, H., 2000 "Some issues in creep-fatigue life prediction of fossil Power plant components", *Trans. Indian Inst. Metals*, 59 (3), pp. 185-202

WEN, C., XU, T., GUAN, K., 2016, *Materials*, capítulo 9: *Correlation factor study of small punch creep test and its life prediction*, 1ª edição, publicado em setembro de 2016, Academic editor: Robert Lancaster

WHITTAKER, M.T., WILSHIRE, B., 2011, "Long-term creep life prediction for Grade 22 (2,25Cr-1Mo) steels", *Materials Science and Technology*, v.27, issue 3, pp.647-647

YANG, Z., WANG, Z., 2003, "Relationship between strain and central deflection in small punch creep specimens", *International Journal of Pressure Vessels and Piping*, v.80, pp.397-404.

YANG, S., LING, X., ZHENG, Y., MA, RONGBIAO, 2016, "Creep life analysis by an energy model of small punch creep test", *Materials and Design*, v.91, pp.98-103

YAO, H.P., ZHAO, Y.R., SONG, X.L., JIA, J., XIANG, Z.D., 2019, "On the applicability of boundary condition based tensile creep model in predicting long-term creep strengths and lifetimes of engineering alloys", *European Journal of Mechanics / A Solids*, v.73, pp.57-66

ZHENG, Y., YANG, S., LING, X., 2017, "Creep life prediction of small punch creep testing specimens for service-exposed Cr5Mo using the theta-projection method", *Engineering Failure Analysis*, v.72, pp.58-66

ZHAO, Y.R., YAO, H.P., SONG, X.L., JIA, J., XIANG, Z.D., 2017, "On the physical models for predicting the long-term creep strengths and lifetimes of modified 9Cr-1Mo steel". *Journal of Alloys and Compounds*, v.726, pp.1246-1254

ZHOU, Z., ZHENG, Y., LING, X., HU, R., ZHOU, J., 2010, "A study on influence factors of small punch creep test by experimental investigation and finite element analysis", *Materials Science and Engineering A*, v.527, pp 2784-2789